

TK 155. 473

18

KFKI-1983-19

PERNECZKY LÁSZLÓ
TÓTH IVÁN
SZABADOS LÁSZLÓ
THOMAS BANDURSKI

A RELAP4 KÜLÖNBÖZŐ VÁLTOZATAINAK
ALKALMAZÁSA A PAKSI ATOMERŐMŰRE

Hungarian Academy of Sciences

CENTRAL
RESEARCH
INSTITUTE FOR
PHYSICS

BUDAPEST

2017

5) KFKI-1983-19

SPEC: 11-018

6) 48

2) A RELAP4 KÜLÖNBÖZŐ VÁLTOZATAINAK ALKALMAZÁSA A PAKSI ATOMERŐMŰRE
mind AEW

3x

1) PERNECZKY LÁSZLÓ, TÓTH IVÁN, SZABADOS LÁSZLÓ, THOMAS BANDURSKI*
Központi Fizikai Kutató Intézet
1525 Budapest 114, Pf. 49

HU ISSN 0368 5330
ISBN 963 372 050 8

*KKAB-Berlin vendégkutató

KIVONAT

A tanulmány ismerteti a RELAP4-mod3/KFKI programváltozat alkalmazását a paksi reaktor biztonsági elemzéséhez kapcsolódó néhány részletfeladat megoldására, továbbá négy hipotetikus, hűtőközeg-elvesztéssel járó üzemzavarnak a RELAP4-mod6 kóddal való számítási eredményeit.

1. BEVEZETÉS

A könnyűvízhűtésű atomreaktor biztonsági elemzéseinél a hűtőközeg elvesztéssel járó üzemzavarok /un. LOCA - Loss of Coolant Accident/ esetére vlágszerte az amerikai eredetű RELAP4 kódcsaládot alkalmazzák.

Az Idaho National Engineering Laboratory-ban kifejlesztett egydimenziós, homogén áramlást és egyensúlyt feltételező termohidraulikai programcsalád első publikált változata [1] lényegében a RELAP4-mod2 verziónak felelt meg /1973. december/. Hamarosan, mégpedig 1974. augusztusában egy javított változat, a RELAP4-mod3 váltotta fel az előzőt, amely továbbra is a hűtőközeg elvesztéses tranziens folyamat első, un. blow-down szakaszának számítására szolgált. A mod5 változat lényeges átdolgozás és számos új opció, új szolgáltatás bevezetése után született meg 1976. szeptemberében, míg a ma legelterjedtebben alkalmazott változat, a RELAP-4-mod6 "User's manual"-ja 1978. januárjában látott napvilágot [2]. E verzió már a LOCA folyamat újranedvesítési /reflood/ szakaszának modellezését is tartalmazza. A teljesség kedvéért megemlítendő az eddig csak publikációkból ismert és még közre nem adott, RELAP4-mod7 változat is, amely már nemegyensúlyi hatásokat is figyelembe vesz, végül pedig a teljesen új RELAP5 programcsalád, amelynek 1981 óta már két változata /mod0 és mod1/ is ismert, fejlesztése még nem fejeződött be.

A KFKI-ban 4 évvel ezelőtt kezdtük meg a RELAP4-mod3 programváltozat adaptálását, amely az előzőek szerint a kódcsalád viszonylag korai, még ki nem forrt változata. Az ESz-1040 számítógépen a kód tömbméreteinek redukálása után létrejött, 720 kbyte memória igényrel üzemelő RELAP4-mod3/KFKI-val az 1981 év folyamán jutottunk el teljes, a VVER-440 reaktort és primer hűtőkörét modellező feladatok megoldásáig [3], ezen kívül

néhány, a modellezést javító részletproblémával is foglalkoztunk [4]. A legfontosabb tapasztalatokat külön tanulmány foglalta össze [5].

A [3] publikációban szereplő számításaink során komoly nehézségeket okoztak a programváltozat "ki nem forrt"-ságára utaló problémák, amelyek közül legszembetűnőbb az volt, hogy a programfutás folytatásánál, un. restart-nál több paraméter-nél is ugrásszerű értékmegváltozást, illetve fizikailag nem indokolható hirtelen tranzienst, numerikus instabilitást tapasztaltunk.

1982. márciusától lehetőségünk nyílt a RELAP4-mod6 programváltozattal való számításokra a Nemzetközi Atomenergia Ügy-nökség /IAEA/ bécsi központjában az "IAEA Assistance in Uses of Computer Codes for Safety Analysis" keretében [6,7]. Ettől kezdve a komplex számításokra a mod6 verziót vettük igénybe [8,9,10], míg ezekhez az input-adatok előkészítését, tesztelését továbbra is a mod3-mal, annak korlátait tudomásul véve, végeztük el, valamint ugyancsak a mod3-mal folytattuk egyes részfeladatok megoldását.

2. A RELAP4-MOD3 ALKALMAZÁSA A PAKSI REAKTOR BIZTONSÁGI ELEMZÉSÉHEZ KAPCSOLÓDÓ NÉHÁNY RÉSZLETKÉRDÉSBEN

A bevezetőben említettük, hogy a RELAP4-mod3/KFKI változatot input adatok tesztelésére, valamint részlet feladatok megoldására használtuk az utóbbi időszakban. Ebben a programváltozat korlátaiban tulmenően döntő szerepe volt az intézet ESZ-1040 számítógép túlterheltségének, ami gyakorlatban azt jelentette, hogy a mod6 bécsi hozzáférése óta az 5-10 óra gép-időt igénylő komplex feladatok intézeten belüli futtatására nem került sor. Természetesen 5-20 perc CPU nagyságrendű jobokkal továbbra is jelentkeztünk, illetve jelentkezni fogunk a KFKI számítóközpontjában, amelyek futtatására többnyire csak a hétvégeken kerül sor, viszont éppen a NAÜ-nél rendelkezésünkre álló gépidőkeret kiméltése céljából ésszerűen csak jól előkészített feladatokkal lehetséges a RELAP4-mod6 változat futtatása.

A mod3/KFKI változattal vizsgált részfeladatok közül a továbbiakban a Paksi Atomerőmű 1.sz. blokkjához leszállított GCN-317 típusu főkeringető szivattyúk dinamikus paramétereinek pontosítására, valamint a mod3-nál a kritikus kiömlés mennyiségének meghatározásával kapcsolatos egy programhiba elemzésére térünk ki részletesebben.

2.1 A szivattyú modell dinamikus paramétereinek pontosítása

A [4] tanulmányban foglalkoztunk a RELAP4-ben alkalmazott szivattyú modellel, valamint a modellhez szükséges adatok körével. A téma lezárására nem kerülhetett sor lényeges információk hiánya miatt. A Paksi Atomerőmű 1.sz. blokkján időközben elvégzett indítási mérések - ezen belül a melegjáratás során a primerkör hidraulikai vizsgálata [11] - olyan újabb adatokat szolgáltatottak, amelyekkel lehetővé vált a szivattyú-modell dinamikus viselkedését befolyásoló paraméterek pontosítása.

A mérések egy csoportja a főkeringető szivattyúk dinamikus próbáit tartalmazta az előzetesen jóváhagyott munkaprogram szerint. Ez a 6 üzemelő szivattyúból 1,2,3 és 6 szivattyú kiesésénél és kifutásánál a hűtőközegforgalom és a fordulatszám időbeli változásának meghatározását jelentette. A vizsgálati eredményeknél külön jellemző eseményként került rögzítésre az az időpont, amikor a leállított hurokágban az áramlás megfordult.

A mérési eredmények kiértékelésénél levont általános következtetésekből kiemeljük, hogy

- a főkeringető szivattyúk üzeme által biztosított hűtőközegforgalom megfelelt a Műszaki Tervben előírányzottaknak;
- mind az egyes szivattyúk üzemi adatai /lásd 1. táblázat/, mind a hurkok hidraulikai ellenállásai nem elhanyagolható mértékben különböznek egymástól;
- a főkeringető szivattyúk kifutási időállandója megfelel a Műszaki Tervben szereplő 30 s értéknek.

A mért kifutási görbék az 1-5. ábrákon láthatók, az 1. ábrán a zónán mért nyomáskereső változását, a többin a szivattyu fordulatszámát, illetve szállított mennyiségét tüntettük fel.

Az 1. táblázat adatainak birtokában a GCN-317 típusu szivattyuk egyik legfontosabb dinamikus paraméterének, az inerciamomentumnak meghatározására van lehetőség, amely azonban - mint látni fogjuk - nem lesz azonos a RELAP4 modellben használandó értékkel.

A szivattyu kifutási egyenlete a RELAP4 inputban szereplő hidraulikai és surlódási nyomaték figyelembevételével:

$$I \frac{\partial \omega}{\partial t} = T_{\text{tot}} = T_{\text{hy}} + T_{\text{fr}}$$

ahol	I = inercia momentum	[Nmsec ²]	a RELAP4-ben
	ω = szögsebesség	[1/sec]	[lb _m ·ft ²]
	T = nyomaték	[Nm]	[ford/perc]
			[lb _f ·ft]

ahonnan

$$I = T_{\text{tot}} \cdot \frac{\Delta t}{\Delta \omega} \approx T_{\text{tot}} \frac{t_0}{\omega_0}$$

ahol a kifutási időállandó t_0 , szivattyuinknál ~30 sec.

A mért fordulatszám 1481 f/perc, így:

$$\omega_0 = \frac{2n\pi}{60} = 155,1$$

A nyomatékok:

$$T_{\text{tot}} = \frac{N_{\text{vill}}}{\omega}$$

$$T_{\text{hy}} = \frac{E_{\text{hy}}}{\omega} = \frac{\Delta p Q}{\omega} = \frac{\rho H Q}{\omega} = \frac{GH}{\omega}$$

$$T_{\text{fr}} = T_{\text{tot}} - T_{\text{hy}}$$

Az 1.sz. táblázat átlagolt adataiból $\rho = 768 \text{ kg/cm}^3$ fajsúllyal számított értékeket - a RELAP4 inputban szereplő angolszász mértékegységekben is a 2.sz. táblázat tartalmazza.

Az ellenőrző számításokhoz a RELAP4-mod3/KFKI-nál kétféle sémát alkalmaztunk a 6. ábra szerint. Az egyiknél csak a kieső hurokágat modelleztük 5 térfogattal, a primerkör többi részét a zónán mért nyomásváltozás reprezentálja, amelyet a V1 és V5 térfogatoknál időfüggvényben adtuk meg az 1. ábra szerint /time dependent volume/. A második sémában 9 térfogattal a teljes primerkört modelleztük, a kieső hurkokat, illetve az üzemben maradó hurkokat egy-egy összevont hurokkal reprezentálva.

A futtatási eredmények azt mutatják, hogy a 2. táblázat szerint számított inercia-nyomatékkal a kieső szivattyuk kifutása lényegesen lassabb a mértnél /100 % jellel ellátott görbék/, feltehetően a keringő víz tehetetlenségi nyomatékának hatása miatt. Ez azt jelenti, hogy a RELAP4 számításokban a számított I inercia-nyomatékot korrigálni kell ahhoz, hogy a valósnak megfelelő időállandóju tranziens görbéket kapjunk, illetve a leálló hurokágban az áramlás megfordulásának időpontja a mérthez közelebb kerüljön.

A 2. és 3. ábrán a számított /100 %/ inercia-nyomatékkal, illetve a 60 %-ra csökkentett értékkel elvégzett elemzéshez megadtuk mind az 5 mind a 9 térfogattal kapott eredményeket. Látható, hogy a fordulatszám görbéknél az eltérés elhanyagolható, a forgalomnál sincs jelentős eltérés. Ezért a további ábrákon már csak a 9 térfogat vizsgálat eredményeit szerepeltettük.

Az ábrákból azt a következtetést vonhatjuk le, hogy a Paksi Atomerőmű 1. blokkja adataival a legkedvezőbb kifutási görbét 1-2 szivattyú kiesése esetén az inercia-nyomaték 40 %-os csökkentésével, teljes forgalomkiesésnél /un. Loss of Flow Accident/ 20 %-os csökkentéssel érhetjük el.

A vizsgálatához két megjegyzést kell még fűznünk. A szivattyuk kifutása, tehát a hurokágak dinamikája jelentős mértékben függ az áramlási ellenállásoktól, tehát a kezdeti nyomáseloszlástól is. Ezért a számításokhoz átvettük a Pakson mért stacioner hidraulikai adatokat is és ezekkel határoztuk meg a 6. ábra szerinti sémák kiinduló adatait.

A másik megjegyzés a számított kifutási görbék alakjára vonatkozik. A szivattyuk forgása a számításoknál hosszabb idő után sem szűnik meg, alacsonyabb fordulaton stabilabbnak tűnik

/pl 5. ábra/, míg a mérési görbékben a kezdeti szakaszban lassabb, később viszonylag gyorsabb megállást olvashatunk le. Az utóbbi elsősorban a furdulatadó alsó méréstartományi érzéketlenségének rovására írható, de feltételezhető az is, hogy a számítási modell a surlódásból adódó fékezést nem teljesen korrektül számítja. A szállított mennyiség görbéjének alakja az áramlás megfordulását megelőző időszakban eltér a mért - "simább" - alaktól. Ez viszont valószínűleg a még mindig hiányzó két kvadránsos jelleggörbékkel hozható összefüggésbe, pontosabban azoknak alacsony fordulatszámra vonatkozó részével. E görbealak eltérés hatása a vizsgálandó fő folyamatra, a hűtőközeg elvesztéses üzemzavarra azonban elhanyagolható.

2.2 A mod3 változat kritikus kiömlési modellje

A bevezetőben utaltunk rá, hogy a [3]-ban ismertetett számítások során a RELAP4-mod3 több gyenge pontjára is fény derült. A már említett restart-problémák mellett észrevettük, hogy az időlépés nagyságának változásától függően a hűtőközeg elfolyást számító kritikus kiömlési modell - feltehetően programhiba miatt - kisebb-nagyobb mértékben megváltozott mennyiséget szolgáltat. Ez a tény a kiömlő mennyiség nagyságrendjét is megkérdőjelezte, vagy úgy is fogalmazhatunk, hogy a program által számított kiömlési mennyiséghez tartozó reális kiömlési keresztmetszet meghatározását igényelte.

A mod6 változathoz való hozzáféréssel lehetővé vált a kritikus kiömlési modellek szolgáltatata eredmények összehasonlítása különböző modellek, illetve különböző kiömlési keresztmetszetek esetén. A 3. táblázatban adjuk meg két keresztmetszetre az összehasonlító értékeket a törés utáni 0,2 sec időpontban. A modellek kiválasztására a JCHOKE és ICHOKE változók szolgálnak. A mod3 változatban az összes lehetséges kombinációt feltüntettük, míg a mod6 verzió lényegesen nagyobb kiömlési modell arzenáljából a két leggyakrabban ajánlott és használt modellt, a Henry-Fauske Critical Flow Modellt és a Homogeneous Equilibrium Critical Flow Modellt szerepeltetjük. Az eredmények egyértelműen azt mutatják, hogy a Moody Critical

Flow Modellnek az aláhűtött folyadékra kiterjesztett alkalmazása szolgáltat hibás adatokat, ezért ezt, vagyis a $JCHOKE = 1$, $ICHOKE = 1$ és $JCHOKE = 0$, $ICHOKE = 1$ input kombinációkat nem szabad használni a RELAP4-mod3 változatban.

A [3]-ban szereplő vizsgálatban, a nyomástartóhoz csatlakozó NA 108x9 mm-es cső törését követő tranziensek elemzésénél szintén a Moody Modellt alkalmaztuk. Itt azonban a törésen nem aláhűtött folyadék, hanem telített gőz áramlik ki. Az időlépés váltásnál itt is jelentkezett a kiömlés értékének ugrásszerű változása. Ezért a RELAP4-mod6-tal ellenőrző számítást végeztünk a HF-HEM kritikus kiömlési modell alkalmazásával. A 7. ábra mutatja az eredményeket, amelyből kiderül, hogy jelentős különbség van a két számítás között. Ugyanakkor - szerencsésen - az elfolyó összmenyiség azonos nagyságrendű, amit az is bizonyít, hogy a nyomástartóban a folyadékszint csaknem azonos időpontban /73,9 sec, illetve 71,5 sec/ éri el a kiömlési keresztmetszetet. Az a következtetés azonban egyértelműen levonható, hogy a $JCHOKE = 1$, $ICHOKE = 0$ input kombináció használata sem javasolható, mivel a programhiba $x > 0$ gőz tartalomnál is meghamisítja az eredményeket.

3. SZÁMITÁSOK A RELAP4-MOD6 PROGRAMMAL

A RELAP4-mod6 programmal a VVER-440 típusu reaktor csőtörést követő termohidraulikai viselkedését vizsgáltuk, mind a nagytérölő /LB-LOCA/, mind a kisátérölő törések esetén /SB-LOCA/. E számítások jelentősége abban áll, hogy - különösen kistörésekre - meglehetősen kevés eredményt publikáltak erre a reaktorra, márpedig a más típusu nyomottvízes reaktortól sok tekintetben különbözik: 6 hűtőkör, vizzsák, mind meleg, mind a hideg ágakban, vízszintes elrendezésű gőzfejlesztők, magas hidroakkumulátor nyomás. A számítások eredményeit felhasználjuk a PMK berendezés [10] szerkezeti felépítésének kialakításakor és a kísérletek megtervezéséhez, ugyanakkor hasznos kiegészítést nyújtanak a Paksi Atomerőmű Biztonsági jelentéséhez, amely kizárólag szovjet számításokon alapul.

A következőkben részletesen a kiskeresztmetszetű törésekre elvégzett számítási eredményeinket elemezzük, de előtte röviden kitérünk a nagykeresztmetszetű /200 %/ törés első futtatási eredményeire.

3.1 A méretezési üzemzavar

A RELAP4-mod6 programot először a korábban használt BRUCH-D program geometriai modelljét reprodukáló számítási sémával használtuk a VVER-440 reaktor a primerkörü csővezetékének törését követő tranziensek meghatározására. Az [5] tanulmányban elemeztük a térfogatra bontás kérdéseit és az ott leírtaknak megfelelően a méretezési üzemzavar, azaz a 200 % keresztmetszetű törésre is új számítási sémát alakítottunk ki, amely tulajdonképpen csak kis mértékben tér el a kis törésekhez használt sémától. Mivel az elmúlt időszakban a kiskeresztmetszetű törésekre kellett koncentrálnunk, az új sémával kapcsolatos számítások eredményeinek bemutatására később kerül majd sor.

A 8. ábra /amely [5]-ben közölt 1. ábra némileg egyszerűsített változata/ szerint elvégzett számítás eredményeit öt ábrával illusztráljuk. A 9. ábrán a rendszer nyomásának időbeli változása szerepel a primerkör két különböző helyén: az aktiv zóna átlagos terhelésű hűtőcsatornájában /VAP3/, és a nyomástartóban /VAP14/. Látható, hogy a nyomástartó kiürülése után /7 sec/ a két nyomás gyorsan közelít egymáshoz. A vizsgálat szerint a 30. sec-nál a rendszer nyomása még 10 bar felett van. A hidroakkumulátorok üzembe lépése szintén 6,5-7 sec után történik, a nyomás ekkor esik 60 bar alá. A 10. ábrán a törési keresztmetszeteken kiáramló hűtőközeg mennyisége látható, e szerint a szivattyú oldali törésen /JJW36/ lényegesen kisebb a kiáramlás, mint a reaktortartály felől /JJW37/. A 11. ábrán a gőztartalom szerepel hét térfogatban, az alsó keverőtérben /VAX13/ és a zóna hűtőcsatorna alján /VAX1/. A két szomszédos térfogatban a gőztartalom jelentősen különbözik egymástól, ez a mod-6-ban opcionálisan használható fázisszeperációs modell eredménye, e nélkül az opció nélkül a gőztartalom görbék jóval

közelebb kerülnének egymáshoz. Az ábrán a hidroakkumulátorokból betáplált hűtőviz hatását is észlelhetjük a 7. sec, illetve a 11. sec után. A következő két ábra azt a futtatást illusztrálja, amikor a hidroakkumulátorok nyomását 45 bar-ra csökkentettük. A 12. ábrán az előző esetekhez képest jóval később, a 15. sec-nál üzembe lépő vészhűtés mennyiségét mutatja, míg a 13. ábrán a befecskendezett hűtőviz hatását látjuk a gőztartalomra a gyűrűskamrában /VAX11/ és a felső keverőtérben /VAX6/.

További két ábrán a forrócsatorna vizsgálat eredményeiből láthatjuk a legjellemzőbbeket. A 8. ábra és az [5] 1. ábrája közötti eltérés éppen abból adódik, hogy a forró csatornát elhagytuk és az [5] 7. fejezetében ismerttetettek szerint szeparáltan, az [5] 9. ábrájának megfelelően végeztük el a legjobban terhelt üzemanyagrud és hűtőcsatorna elemzését. A csatorna közepén lévő 6. axiális elemet mutatjuk be, a 14. ábrán a hűtőközeg gőztartalma, míg a 15. ábrán az üzemanyagrud központi hőmérséklete /SSL6/, a burkolat hőmérséklete /SSR6/ és a hűtőközeghőmérséklet /VAT6/ látható. Ez utóbbi a 14. ábrának megfelelően a 15. sec-ig telítési értéket, míg azután túlhevített gőzállapotot mutat. A burkolat hőmérséklet 900°C közelében jár a vizsgált időszak végén.

3.2 Kis átmérőjű törések

Az alább bemutatott számítási eredmények ugyan az üzemi zavari folyamatok korai szakaszára vonatkoznak csak, mégis számos hasznos információ nyerhető belőlük. Két eset a "nagyobb" kistörések közé sorolható, és a számítás célja, hogy megvizsgáljuk azokat a különbségeket, amelyek a hidroakkumulátorok magas belépési nyomása következtében lépnek fel a folyamatban. A harmadik itt bemutatott számítás 1%-os hidegági törésre vonatkozik, amely lefolyásában lényeges különbségeket mutat az előzőhöz képest.

A vizsgálatához az előző fejezetben említett és a 16. ábrán látható új sémát használtuk, amelynél mind a hidegági, mind a melegági vizzsákok modellezését megvalósítottuk. Az előző számítássorozat tapasztalatai alapján a gőzfejlesztő pri-

mer-oldali térfogatra bontását a 17. ábrának megfelelően bővítettük, így a kis töréseknél fontos szerepet játszó hőelvonás kezdő állapotától /primer és szekunder oldali hőmérleg azonos-sága/ a számítások eredményeit függetleníteni tudtuk. Ugyanis a korábbi modell névleges adatokból nyert "állandósult" állapotának lassu nyomásnövekedése azonos nagyságrendű volt, mint a 0,5 %-os folyás nyomáscsökkentő hatása.

3.2.1 7%_törés_hidroakkumulátor_nélkül

A törést követő folyamatra jellemző események jól követhetők a primerköri nyomás /VAP18/ időbeli változását ábrázoló görbén /18. ábra/. Az első pillanatban a nyomástartó képtelen a törésen kiáramló közegmennyiség kompenzálására, ezért a rendszernyomás egész hirtelen leesik. Amikor kellő mértékű nyomáskülönbség alakul ki a nyomástartó és a primérkör között, az előbbiből való hűtőközegkiáramlás következtében a primérköri nyomáscsökkenés üteme lelassul annak ellenére, hogy közben az AZ-I működés megtörtént és a reaktor hőteljesítménye 5-7%-ra csökkent. Csak 22 s-nál, amikor a nyomástartó kiürül, növekszik meg ismét a nyomásesés sebessége, amíg a kilépőkamrában és a melegágakban fellépő gőzfejlődés ellensúlyozni nem képes a tört csővégen kiáramló közegmennyiséget. Még a nyomástartó leürítése előtt, 17 s-nál megkezdik a befecskendezést a ZÜHR nagynyomású szivattyúi. /Megjegyezzük, hogy a számításban egyetlen szivattyút vettünk tekintetbe, és feltételeztük, hogy a szivattyúk indítását kiváltó nyomástartó szint <2,7 m és primerköri nyomás <115 bar jellel egy időben a befecskendezés is indul, ami a valóságban nem így van. Ugyanakkor látható, hogy a folyamatra ebben az időszakban a nagynyomású szivattyú semmiféle hatást nem gyakorol./ A FKSZ-k 19 s-nál kapcsolnak ki, ennek következtében a zónán keresztül áramló hűtőközeg mennyisége /JJW9/ a 19. ábra szerint változik.

A kilépőkamra szintjének változása /VML18/ látható a 20. ábrán: a szint 70 s-ig igen gyorsan csökken, ekkor eléri a melegágak szintjét és itt hosszú időre stabilizálódik - az annak a következménye, hogy a melegkamrából az ép hurkokba kerülő gőz a gőzfejlesztőkben kondenzálódik. Evvel párhuzamosan a nyomás is stabilizálódik, mégpedig valmival a szekunderköri nyomás érték felett, ami arra mutat, hogy a tört csővégen ki-

áramló közeg energiája nem elegendő ahhoz, hogy egymaga biztosítsa a rendszer nyomáscsökkentését: a folyamatnak ebben a fázisában a gőzfejlesztőknek is szerepük van. /Itt említjük meg, hogy számításainkban avval a feltevéssel éltünk, hogy a szekunder nyomás a tranziens során állandó./

Ujabb változás jelei a 200. s táján mutatkoznak. Eddigre a primerköri szint olyan mértékben lecsökken, hogy a gőzfejlesztők "szárazra" kerülnek, ez pedig láthatóan a cirkuláció romlásához vezet: a zóna forgalma zérus körül oszcillál. Ennek következtében a zóna Δt is megnövekszik, vele együtt kissé a nyomás is /18. ábra/. Ennek a folyamatnak csak az vet véget, hogy a tört hurokágban 220 s körül a vízszint eléri a törés magasságát.

A törésen keresztül elfolyó tömegáram /JJW25/ időbeli változását a 21. ábra mutatja. A kezdeti aláhűtött folyadék kiáramlásának megfelelő nagy csucs után a viszonylag kis gőztartalmu kétfázisú kiömlés szakasza következik, meglehetősen stabil 350 kg/s körüli értékkel. 220 s-nál a hűtőközeg szintje lecsökken a törés magasságáig, ettől kezdve a kiömlő mennyiség a nagy- ill. kisgőztartalmu kétfázisú kritikus kiömlésnek megfelelő értékek között oszcillál. Megjegyezzük, hogy a 21. ábra olyan eredményt mutat, amikor a törés az illető térfogatelem aljától 25 cm-re volt, a 22. ábra ugyanezt mutatja abban az esetben, amikor a törés közvetlenül a térfogatelem alján helyezkedik el. Látható, hogy ekkor az oszcilláció jóval nagyobb a kiáramló mennyiségben. Ennek oka az, hogy a térfogatban nem homogén gőztartalom-eloszlást irtunk elő /"bubble rise model"/, aminek következtében a program mindig meghatározza a keverékszintet, bármily kicsi is legyen a vízfázis részaránya. Így a törést hol ellepi ez a kis vízréteg, hol pedig gőz áramolhat ki rajta, s mindez addig tart, amíg a térfogatot teljesen gőz nem tölti ki 400 s-tól kezdve. A 21. és 22. ábra összevetéséből látható, hogy a számítások gyorsítása érdekében célszerű a törést nem közvetlenül a térfogat alján fölvenni, vagy ha igen, valószínűleg előnyösebb a térfogatra homogén keverék opciót használni.

Amint a 18. ábra mutatja a keverékszintnek a törés magasságáig való lesüllyedésével egyidejűleg a nyomás ismét csökkenni kezd, méghozzá valamelyest a szekunderkörüi nyomás értéke alá, de az így fellépő szekunder oldali visszatáplálás következtében a nyomás a primer oldalon egyelőre még stabilizálódik. Csak amikor a törésen egyedül gőz kezd kiáramlani, az így fellépő nagy kilépő térfogatáram következtében kezd a nyomás rohamosan csökkenni.

A számítást tovább fogjuk folytatni, bár ennek csak elméleti jelentősége van, hiszen a most elért 2,5 MPa nyomáson - még ha feltesszük, hogy a hidroakkumulátorok kezdőnyomását radikálisan megváltoztatnánk - ezek már így is belépnének. A számítások azt mutatják, hogy a reaktortartály keverékszintje 2,5 m-el a zóna kilépő éle fölött helyezkedik el. Természetesen, ettől függetlenül felléphet a kritikus hőfluxus a zónában az áramlás stagnálása miatt: ilyen irányban is tovább folytatjuk vizsgálatainkat.

3.2.2 7% törés hidroakkumulátorral

A hidroakkumulátorok működése természetesen az előző pontban leírt folyamatot alapvetően megváltoztatja: ezt megint a nyomásváltozás /VAP18/ görbéjén követhetjük leginkább /23. ábra/.

A lefutás természetesen teljesen megegyezik 6 MPa-ig, amikor is a hidroakkumulátorok működésbe lépnek: a nagy mennyiségű hideg víz hatására a nyomáscsökkenés üteme meggyorsul és 45 s-nál a szekunder körbeli érték alá esik, ami avval jár, hogy a gőzfejlesztő hőátadás iránya megfordul. A szekunderoldali víztérből a primerkörnek átadott hőenergia akkora, hogy hatására gőzkeletkezés indul meg /60. s./ Ez a gőzfejlődés megakadályozza a nyomás további csökkenését. Meg kell itt jelezni, hogy az itt vázolt folyamatra érthető módon nagy hatással lehet a szekunderoldali paraméterek változása: számításainkban konstans szekunder-oldali jellemzőket tételeztünk fel.

A 24. ábra a nyomástartó vízszintváltozását /VML17/ mutatja, a 40. s-től kezdve a szint ismét emelkedik amiatt, hogy a hidroakkumulátorokból beáramló mennyiség meghaladja a törésen elfolyót. A RELAP-ben alkalmazott homogén kétfázisu keve-

rék-modell miatt a nyomástartó feltöltődése a valóságban jóval lassabban megy végbe, mint a számítások mutatják, ui. a nyomástartóba beáramló viszonylag hideg hűtőközeg a homogén kezelés folytán azonnali és túlságosan nagy kondenzációt eredményez. A 74. s-ra a nyomástartó megtelik, ennek következtében a primerkörüi nyomás lassan emelkedni kezd - egyúttal kiegyenlítődik a nyomáskülönbség a hidroakkumulátorok és a primerkör között, azaz megszűnik a befecskendezés. A hidroakkumulátorok által a gyűrűskamrába fecskendezett mennyiség időbeli változását /JJW24/ a 25. ábrán mutatjuk be, a melegkamrába juttatott mennyiségek szinte teljesen azonos módon változnak.

A hidroakkumulátor-befecskendezés megszűnte után a gőzfejlesztőkben való visszatáplálás és az ezzel kapcsolatos gőzfejlődés befolyásolja elsősorban a folyamatot. Ez a zóna-forgalom /JJW9/ stagnálásához vezet, amint ezt a 26. ábra mutatja. A zónán átáramló hűtőközegmennyiség csökkenésével 110 s.-tól a zónában is megindul a gőzfejlődés.

A 7%-os törés vizsgálata során az eddigi tapasztalatokat összefoglalva a következőket mondhatjuk:

- Alacsonyabb hidroakkumulátor kezdőnyomás esetén a zóna túlmelegedésére veszélyes időszaknak az első 400 s látszik, amikor a rendszer hosszú ideig a szekunderkörüi nyomással megegyező értéken stagnál. Megvizsgálandó, hogy eközben a legterheltebb fűtőelemek hőmérséklete miként változik.
- A nominális hidroakkumulátor kezdőnyomás mellett a zóna hűtése a folyamat első 100 s-a alatt biztosított a nagymennyiségű befecskendezett hideg víz következtében. További vizsgálataink tárgyát képezi a zóna viselkedése, abban a szakaszban, amikor a nyomástartó megtelése miatt a hidroakkumulátorokból való befecskendezés lényegében megszűnik. Hátrányos helyzetet hozhat létre ebben a szakaszban a szekunder oldalról történő hővisszatáplálás és az emiatt fellépő zóna-forgalom stagnálás. Ez a szakasz várhatóan meglehetősen sokáig elhúzódik - ez egyébként az, ami potenciális veszélyforrássá lépteti elő - feltehetően a hidroakkumulátorok igen lassu leürítése után már a zóna túlhevítésével nem kell számolni.

3.2.3 1% törés hidroakkumulátor nélkül

Ezt a kisméretű törést azért választottuk, hogy megvizsgáljuk, a törés mérete alapvetően befolyásolja-e a tranziens lefolyását. A 27. ábra a nyomásváltozást /VAP18/ szemlélteti, látható, hogy a 7%-os töréshez képest a kezdeti nyomáscsökkenés jóval lassabban megy végbe. Kb. 120 s-tól kezdve kialakul a törésen ill. gőzfejlesztőn keresztül elvitt és az aktiv zónában betáplált hőmennyiség egyensúlya, ami a nyomás stabilizálódásához vezet, sőt egész lassu nyomásnövekedés áll be. Ez a nyomásnövekedés a primerkörüi gőzfejlődés eredménye, de a gőzkeletkezés módja merőben eltér a 7%-os törés esetében változattól. Ott a nyomástartó leürítése után a primerkör legmagasabban fekvő /és egyben legmelegebb/ részein jelenik meg a gőz, ami hamarosan jól definiálható primerkörüi szintet hoz létre. A jelen esetben kizárólag a zóna kilépésénél keletkezik gőz, s az a kilépő kamra felső részében gyülemlik fel. /Meg kell itt jegyezni, hogy ez a viselkedés erősen befolyásolható az alkalmazott számítási modell megválasztása révén: az un. "bubble-rise" modell szerint a keletkező gőz szétválása a vízfázistól adott sebesség szerint megtörténik. Amennyiben a kilépő kamrában lévő hűtőközeget homogén elegyként kezeltük volna, ez a szeparálódás nem lépett volna föl./ Tehát esetünkben a kilépő kamra dómjában felgyülemlő gőzpárna veszi át a nyomásszabályozás szerepét, tekintettel arra, hogy a keletkező gőz így nem kondenzálódik, a nyomás a rendszerben lassan emelkedik. Jól mutatja ezt a folyamatot a nyomástartó-edény szintváltozása /VML17/ /28. ábra/, a primerkörüi nyomásnövekedésével párhuzamosan a szint lassan újra emelkedik.

490 s után a primerkörüi nyomás 5,4 MPa értéken stabilizálódik, annak következtében, hogy a keletkező gőz egy része a hurokágakba jut és a gőzfejlesztőkben lekondenzálódik. A kilépőkamra szintje /VML18/ eközben tovább csökken egészen a melegág szintjéig /29. ábra/. A zónán átáramló hűtőközegmennyiséget /JJW9/ a 30. ábra mutatja: az FKSZ-ek kifutása után a szekunderkör felé történő jó hőelvonás következtében természetes cirkulációs üzemiállapot áll fenn.

Számításaink az 1%-os törés esetét szemléltették, olyan feltevéssel, hogy a hidroakkumulátorok kezdőnyomását 5 MPa érték alá csökkentettük. Az első 680 s eredményei azt mutatják, hogy a zóna hűtése kielégítő, annak ellenére, hogy a zónában kismértékű gőzkeletkezés történik. A folyamat érdekesebbik fele azonban még hátravan: mi történik akkor, ha a primerkörü szint tovább csökken, nem vezet-e ez a természetes cirkuláció és ezen keresztül a zóna hűtésének romlásához. E kérdések tisztázása céljából tovább folytatjuk számításainkat.

1. táblázat

GNC-317 Szivattyú	N ^o	1	2	3	4	5	6	Átlag
* névleges	$\Delta p[\text{bar}]$	4,3	4,2	4,25	4,0	4,5	4,3	4,258
	η	0,76	0,74	0,73	0,74	0,76	0,73	0,7433
	$N[\text{kW}]$	1115	1110	1130	1080	1180	1160	1129,2
** mért	$\Delta p[\text{bar}]$	3.97	4.00	3,96	4,10	4,08	4,15	4,043
	$Q[\text{m}^3/\text{h}]$	7390	7350	7320	7020	7680	7350	7351,7

* gyári jellegörbékéből 7200 m³/h szállításnál

** 128 bar/260°C paraméterre korrigált adatok

2. táblázat

		névleges paraméterek	mért paraméterek
Q	$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ $\frac{\text{m}^3}{\text{sec}}$	7200 2.0	7351,5 2.042
G	$\frac{\text{kg}}{\text{sec}}$ $\frac{\text{lb}}{\text{sec}}$	1536,0 3386,3	1568,4 3457,6
Δp	$\frac{\text{bar}}{\text{kg/cm}^2}$	4,258 4,3419	4,043 4,1227
H	m ft	56,54 185,48	53,68 176,58
E_{hy}	Nm/sec	$8,516 \cdot 10^5$	$8,256 \cdot 10^5$
T_{hy}	Nm $\text{lb}_f \cdot \text{ft}$	5490,6 4049,7	5,323,3 3926,2
T_{fr}	Nm $\text{lb}_f \cdot \text{ft}$	1789,8 1320,1	1735,2 1279,8
T_{tot}	Nm $\text{lb}_f \cdot \text{ft}$	7280,5 5369,8	7058,5 5206,0
I	$\frac{\text{Nmsec}^2}{\text{lb}_m \cdot \text{ft}^2}$	1408,2 33428,4	1365,3 32409,6

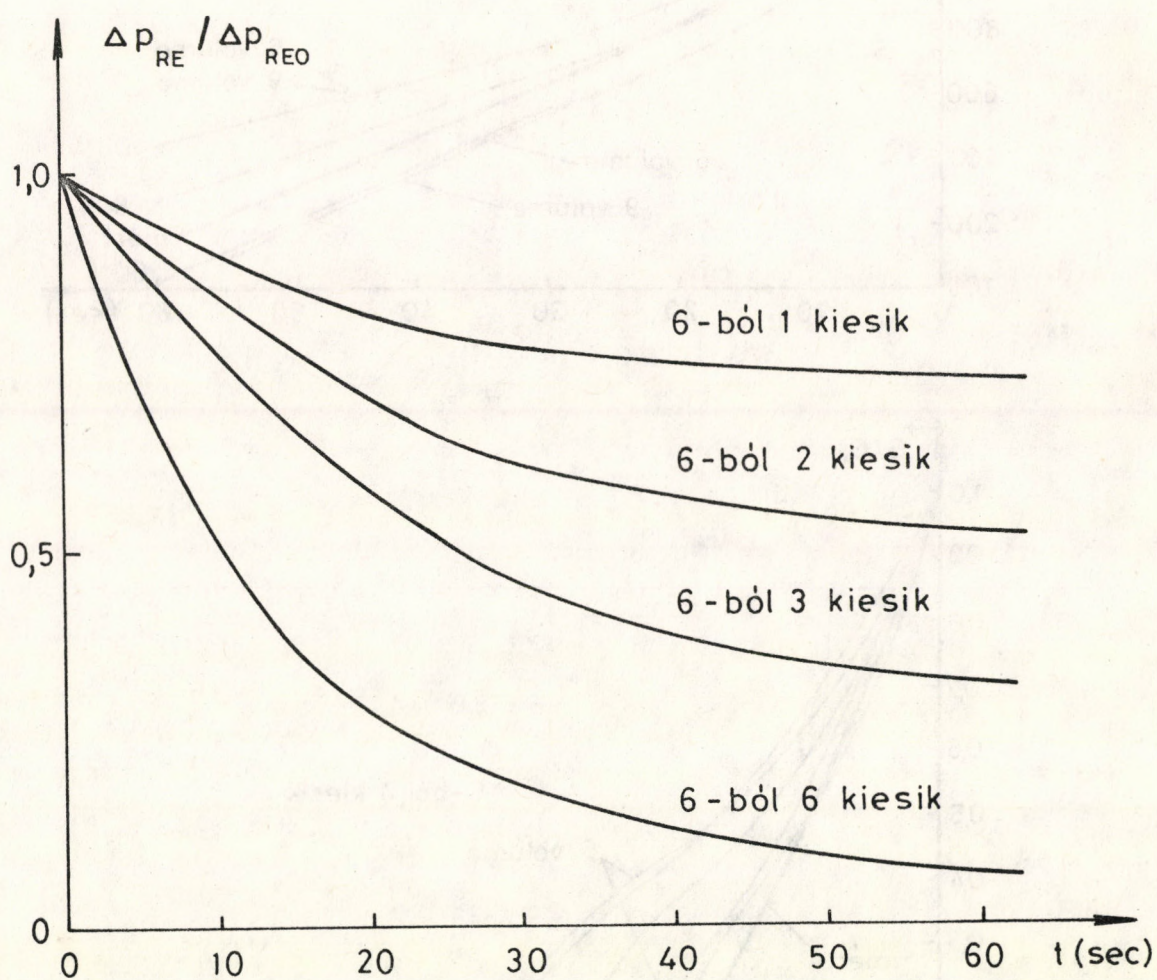
3. táblázat

		JCHOKE	ICHOKE	Ø25	Ø50
RELAP4-mod3	Moody modell kiterjesztve	1	1	6,6*	16*
	Moody modell csak $x>0$ -ra	1	0	53,4	224
	Moody és Sonikus modellek közül a kisebb	0	1	-1,59	30*
	Sonikus modell	2	1	56,0	223
RELAP4-mod6	fojtás nélküli kiömlés	-1	1	56,6	223
	Homogén egyensulyi modell	4	1	49,0	188
	Kombinált Henry-Fauske és homogén egyensulyi modell	5	1	52,0	198

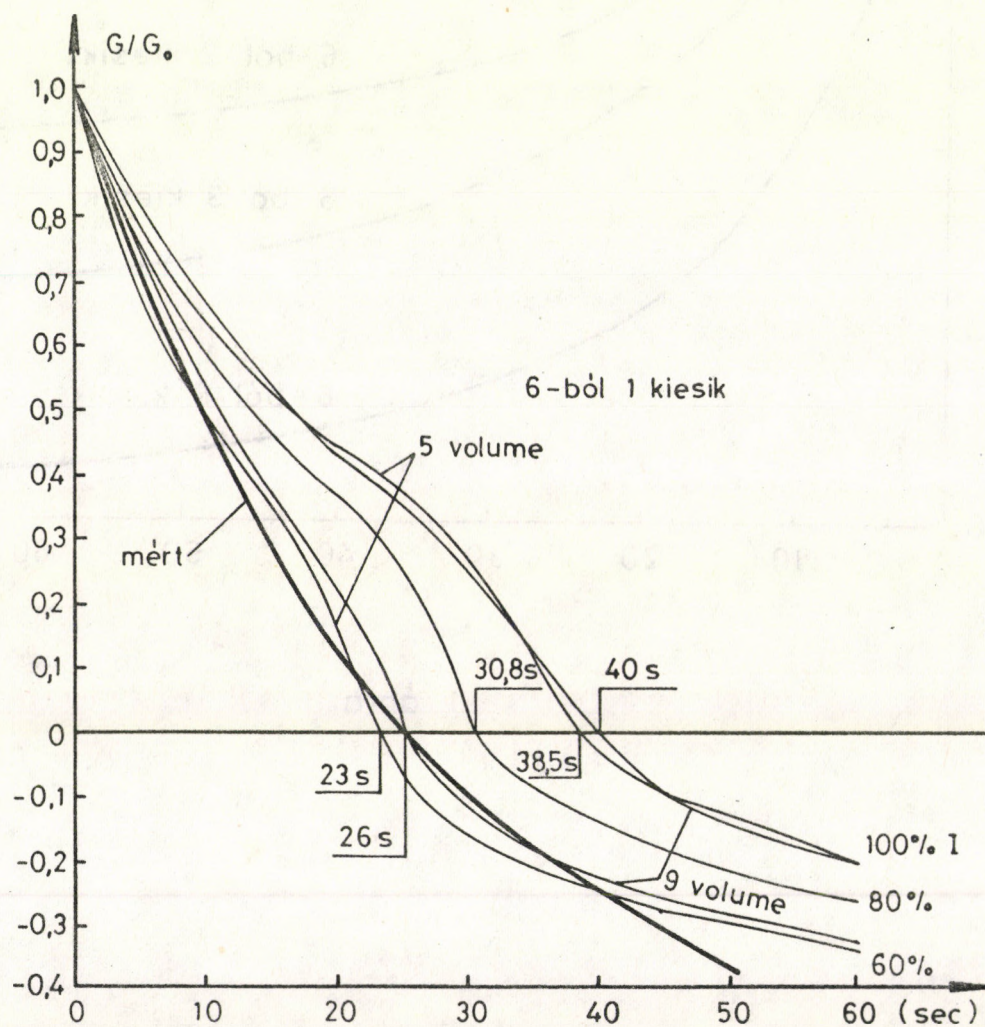
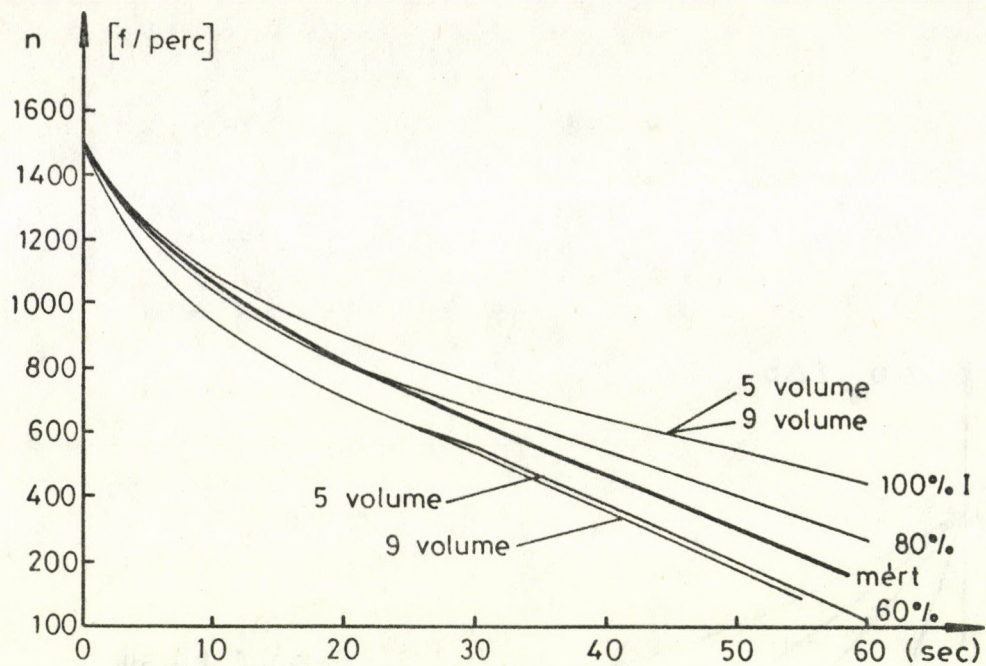
* időlépés nagyságától függ

4. IRODALOM

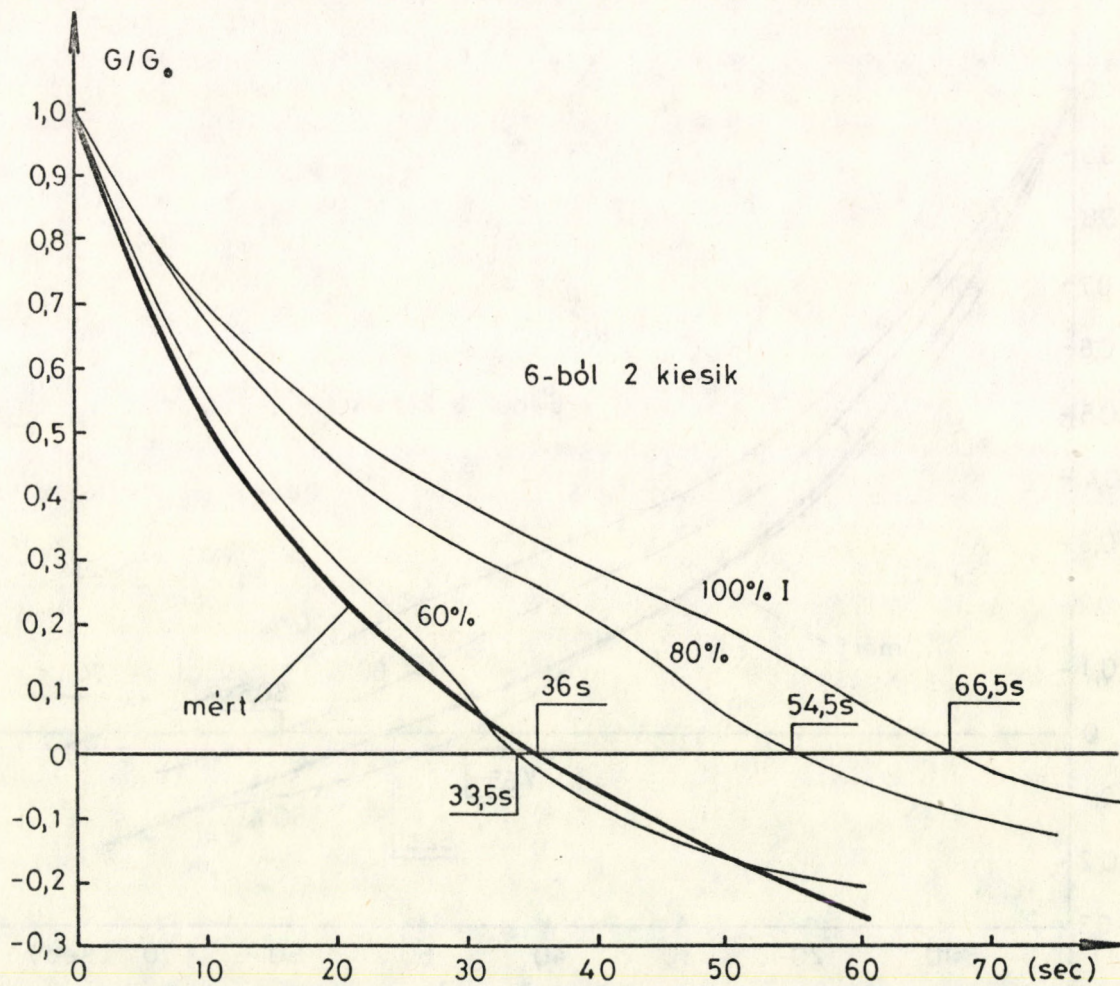
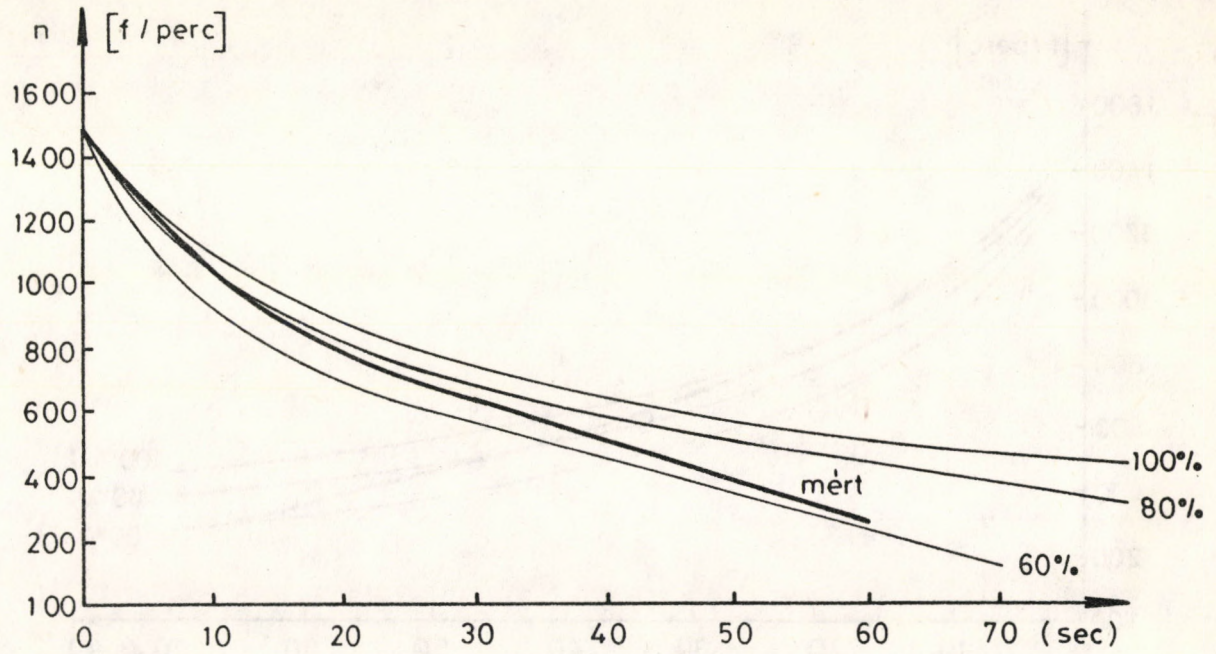
- [1] K.V. Moore, W.H. Rettig: RELAP4 - a Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis. ANCR-1127. Dec. 1973, March 1975.
- [2] S.R. Fischer et al.: RELAP4/MOD6 - a Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems. User's Manual CDAP-TROO3, January 1978.
- [3] Ézsol Gy. és mások: Balesethez vezető üzemzavari állapotok vizsgálata a Paksi Atomerőmű Balaestelháritási Intézkedési Tervének /BEIT/ elkészítéséhez. KFKI-1982-11.
- [4] Miettinen J. és Perneczky L.: Módosított szivattyú és gőzfejlesztő modell alkalmazása a Paksi Atomerőmű biztonsági analiziséhez. KFKI-1982-09.
- [5] Perneczky L.: A RELAP4 program alkalmazásának néhány kérdése. KFKI-1982-40.
- [6] J. Barton: Potential of IAEA's Computer for Safety Analysis. TC/W on Uses of Computer Codes for Safety Analysis. Budapest, 1982. december 6-10.
- [7] L. Perneczky, I. Tóth: Experience with RELAP4-mod6 of the IAEA Computer. TC/W on Uses of Computer Codes for Safety Analysis. Budapest, 1982. december 6-10.
- [8] Tóth I., Perneczky L., Szabados L.: Results of SB LOCA Calculations for the Paks NPS. TC/W on Uses of Computer Codes for Safety Analysis. Budapest, 1982. december 6-10.
- [9] Szabados L., Tóth I., Perneczky L.: Calculations for the PMK-NVH Tert Facility. TC/W on Uses of Computer Codes for Safety Analysis. Budapest, 1982. december 6-10.
- [10] Szabados L. és mások: A PMK-NVH berendezés létesítéséhez kapcsolódó kutatás-fejlesztési feladatok. KFKI-1983-15
- [11] Jelentés a primer kör hidraulikai vizsgálatairól a melegjáratás során. MTA-KFKI RFK3/9384-04/1982.



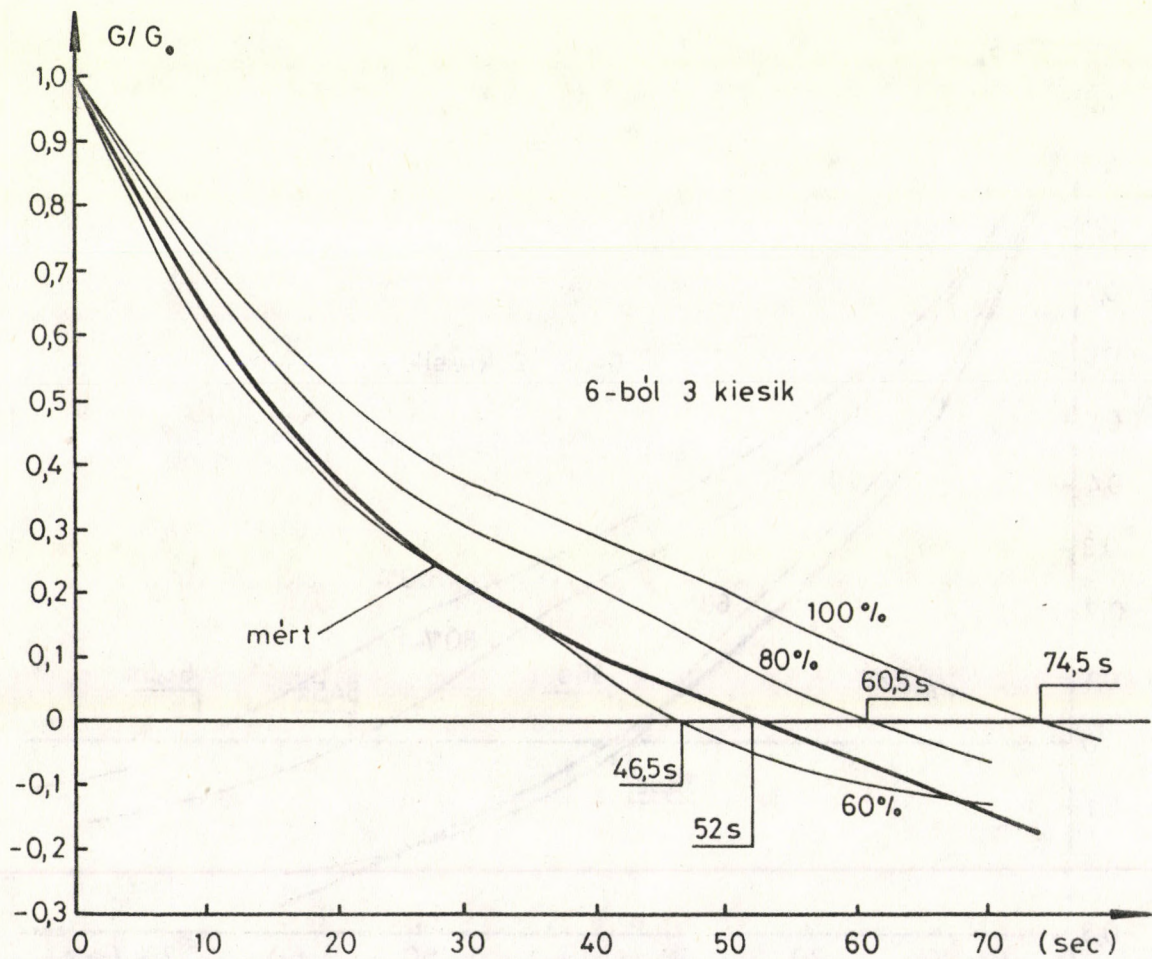
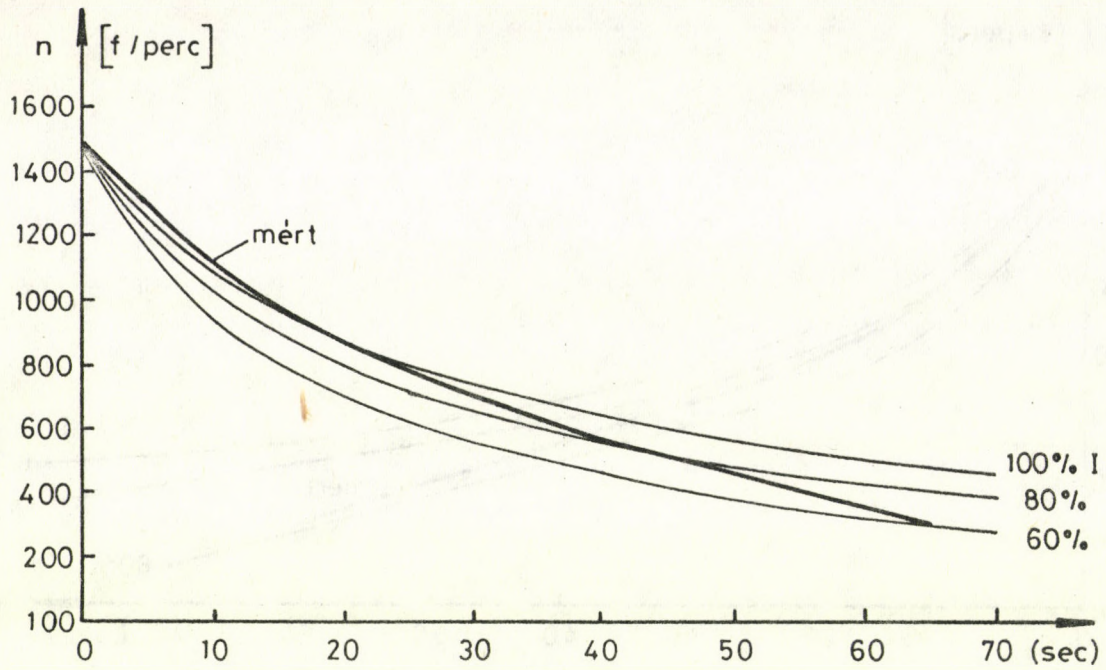
1. ábra.



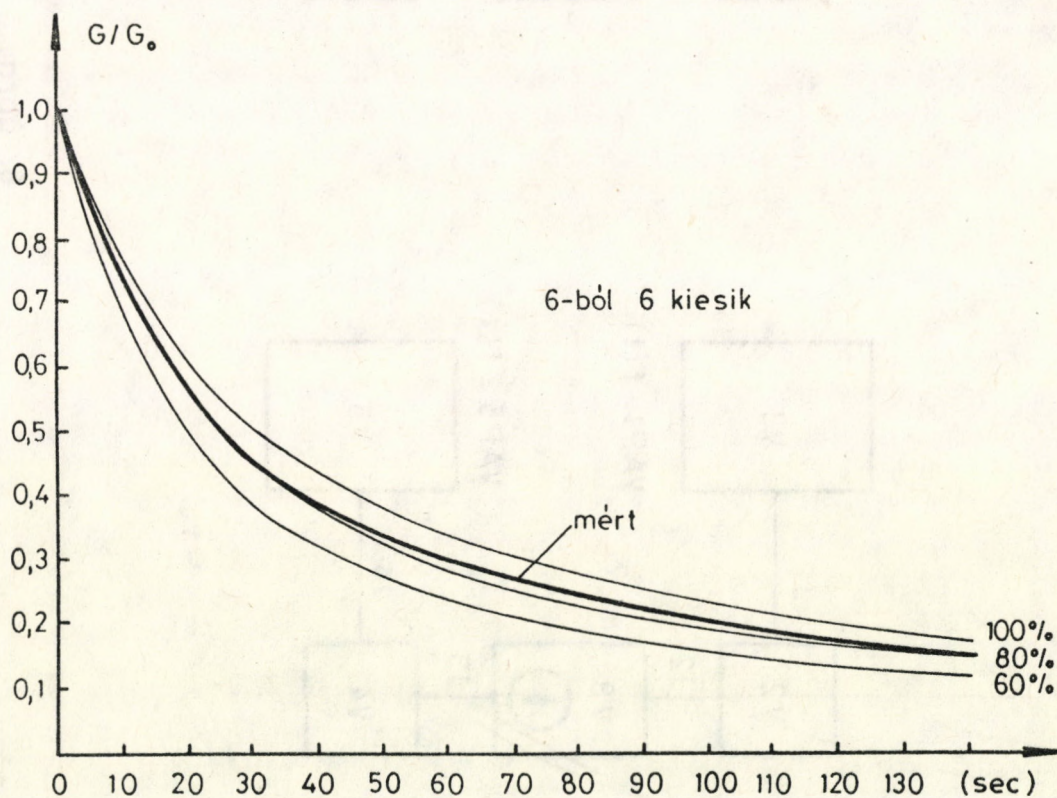
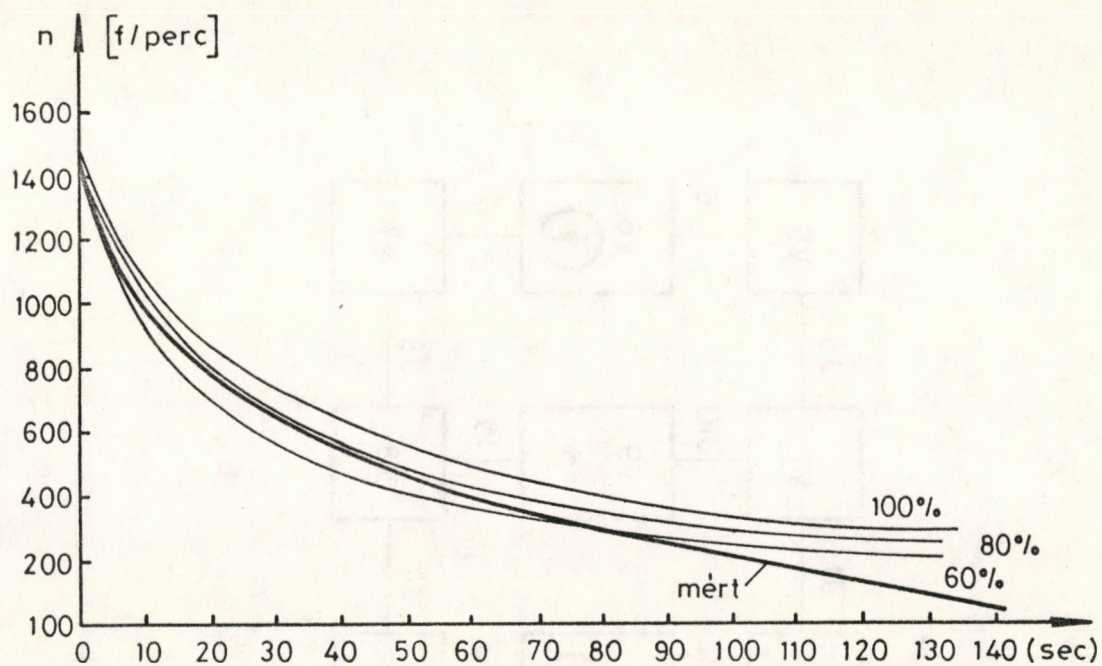
2. ábra.



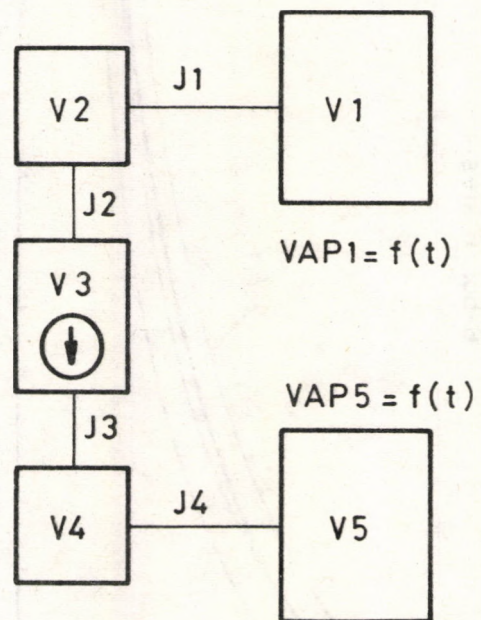
3. ábra.



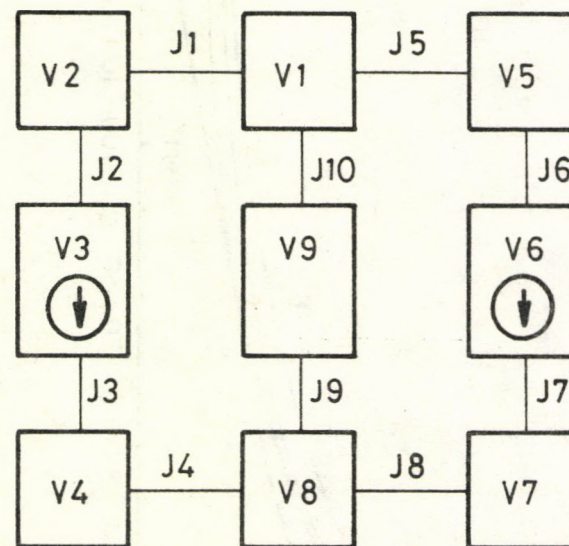
4. ábra.



5. ábra.

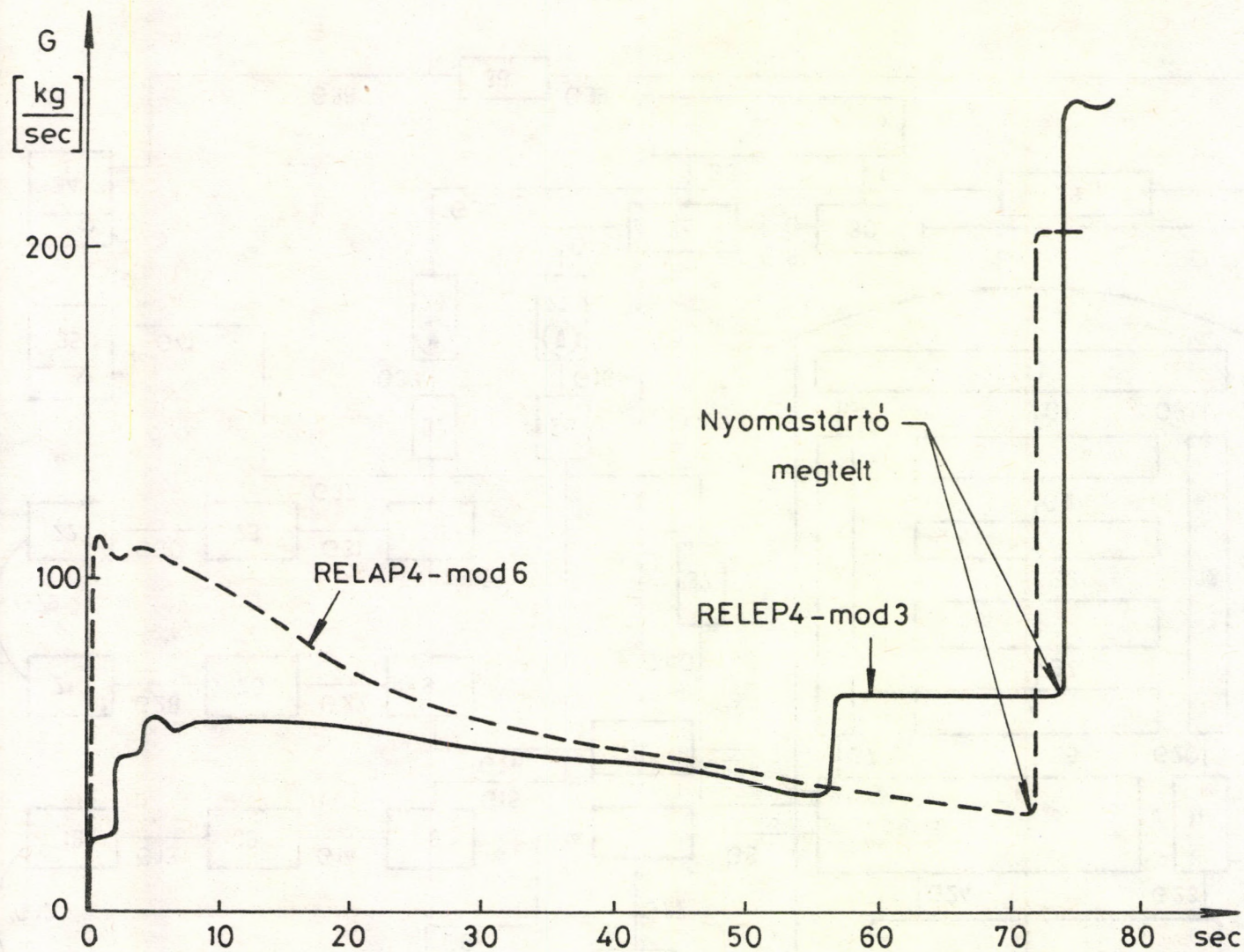


a)

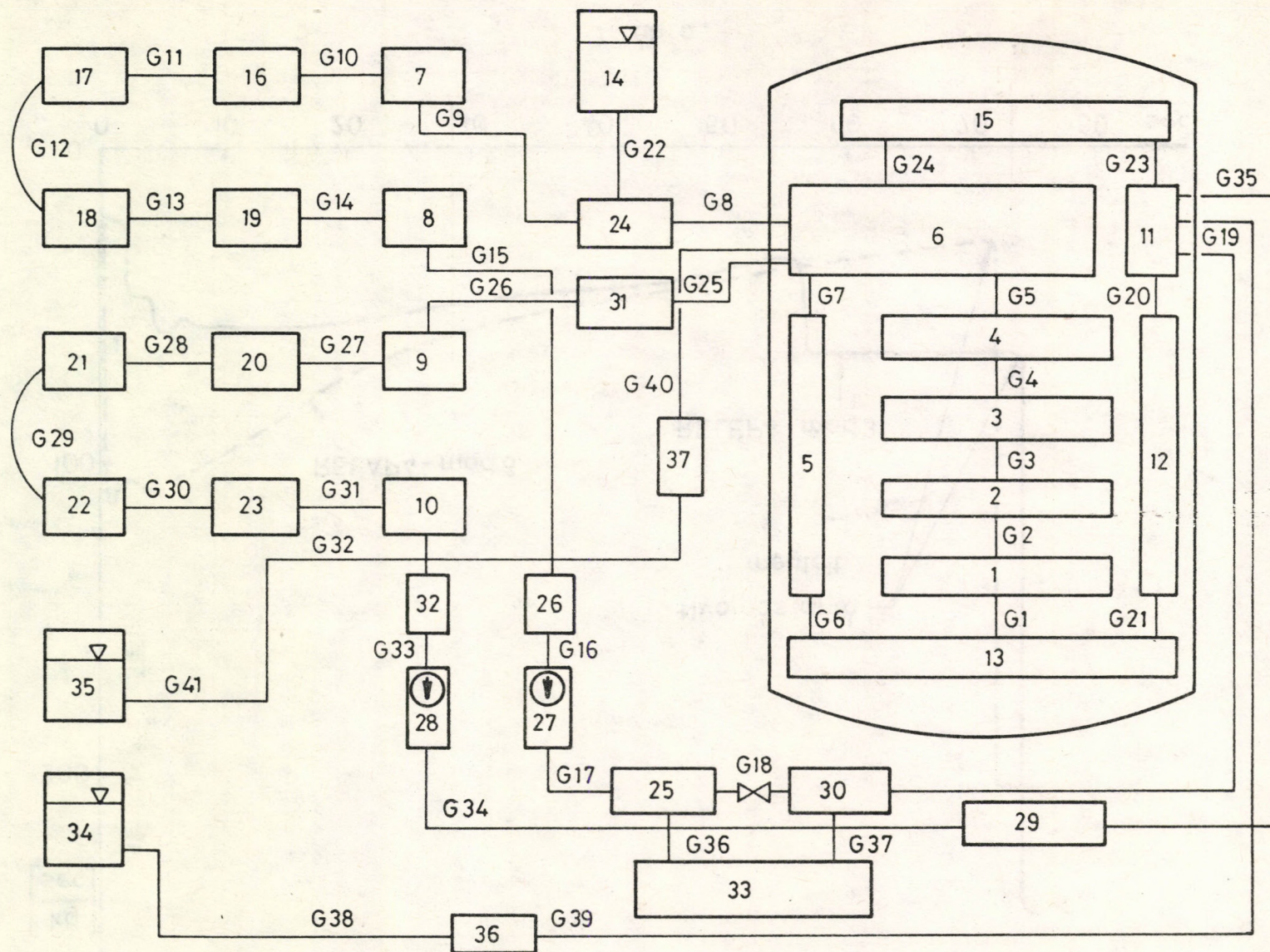


b)

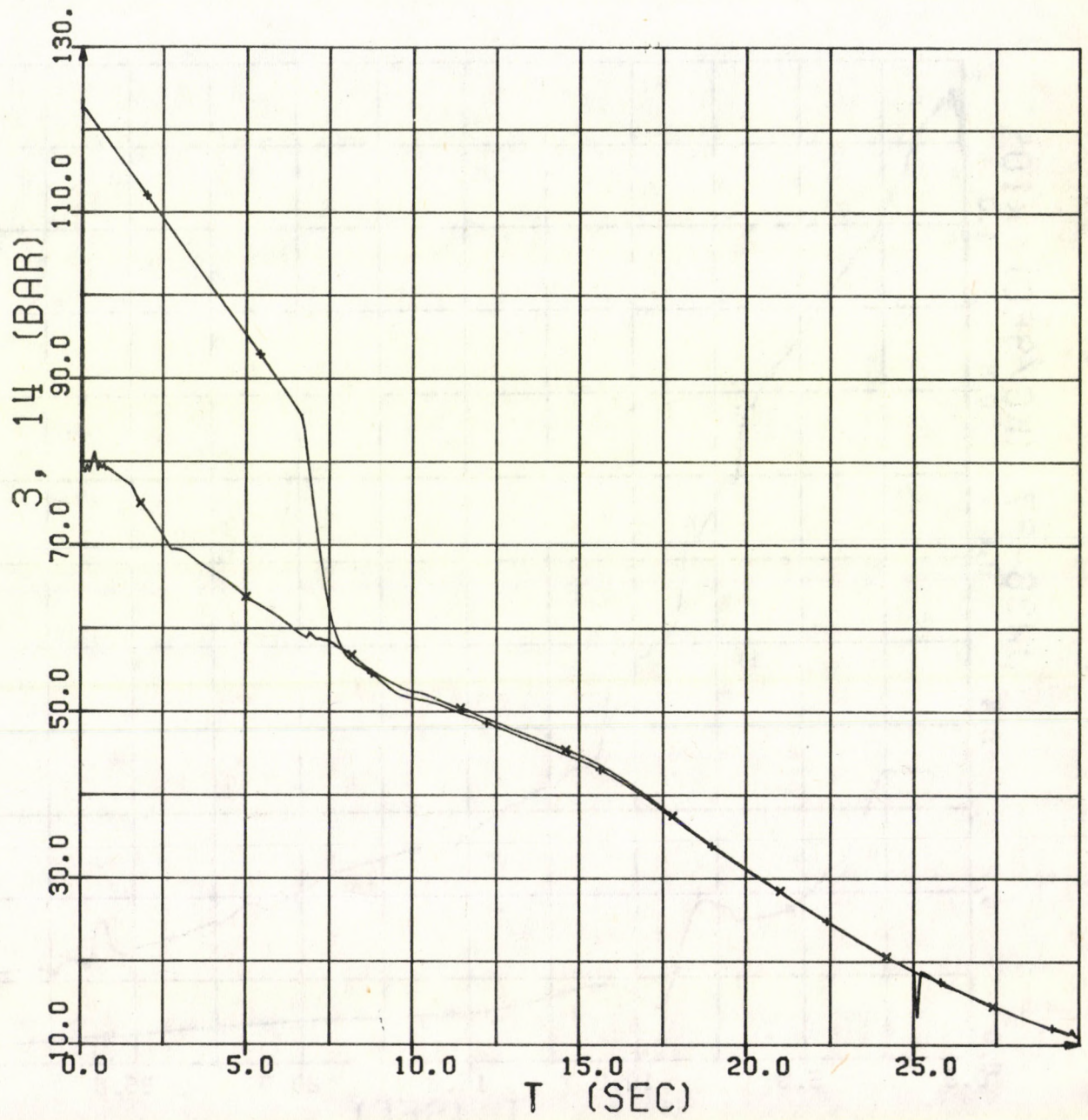
6. ábra.



7. ábra.

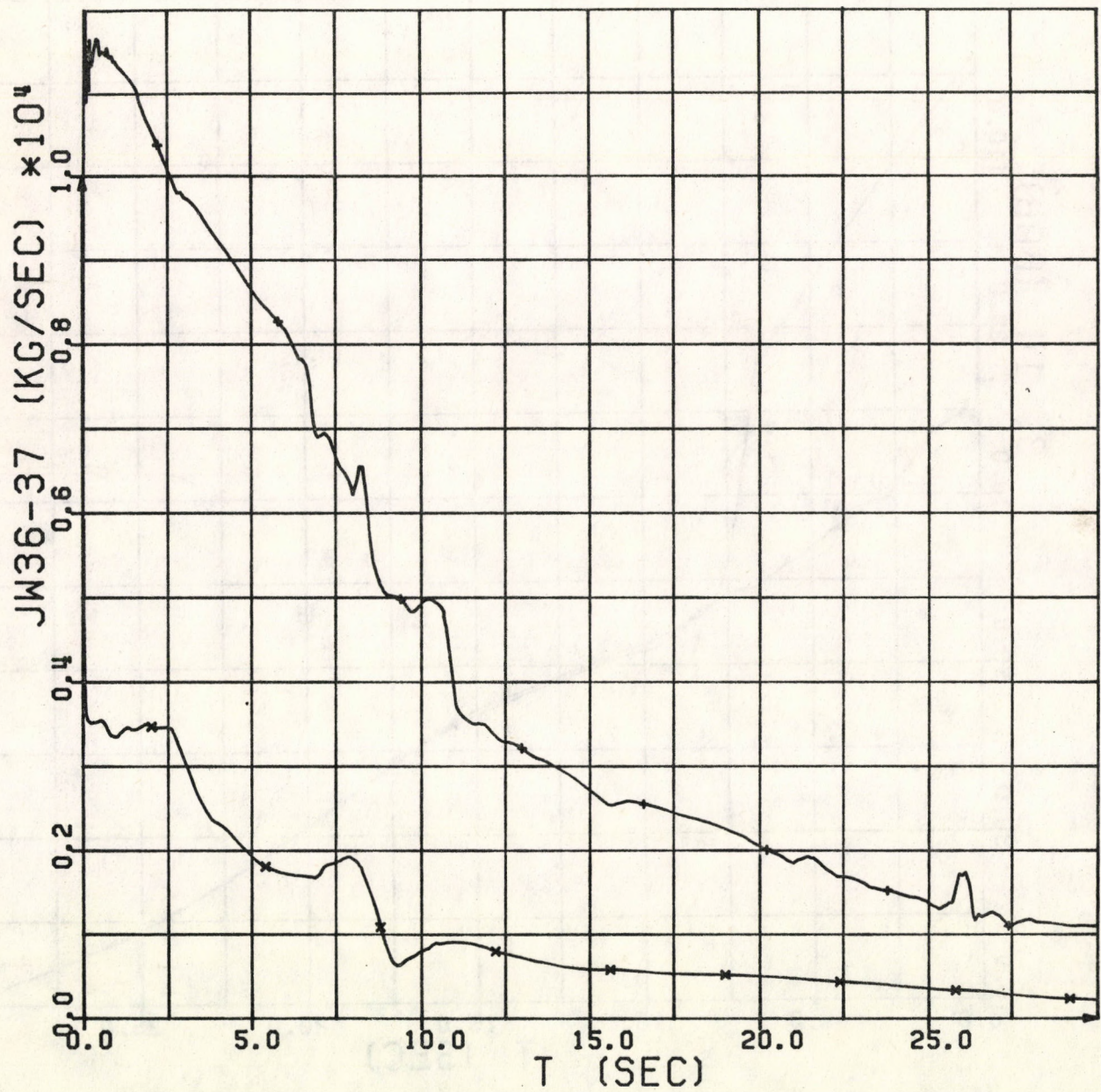


8. ábra.



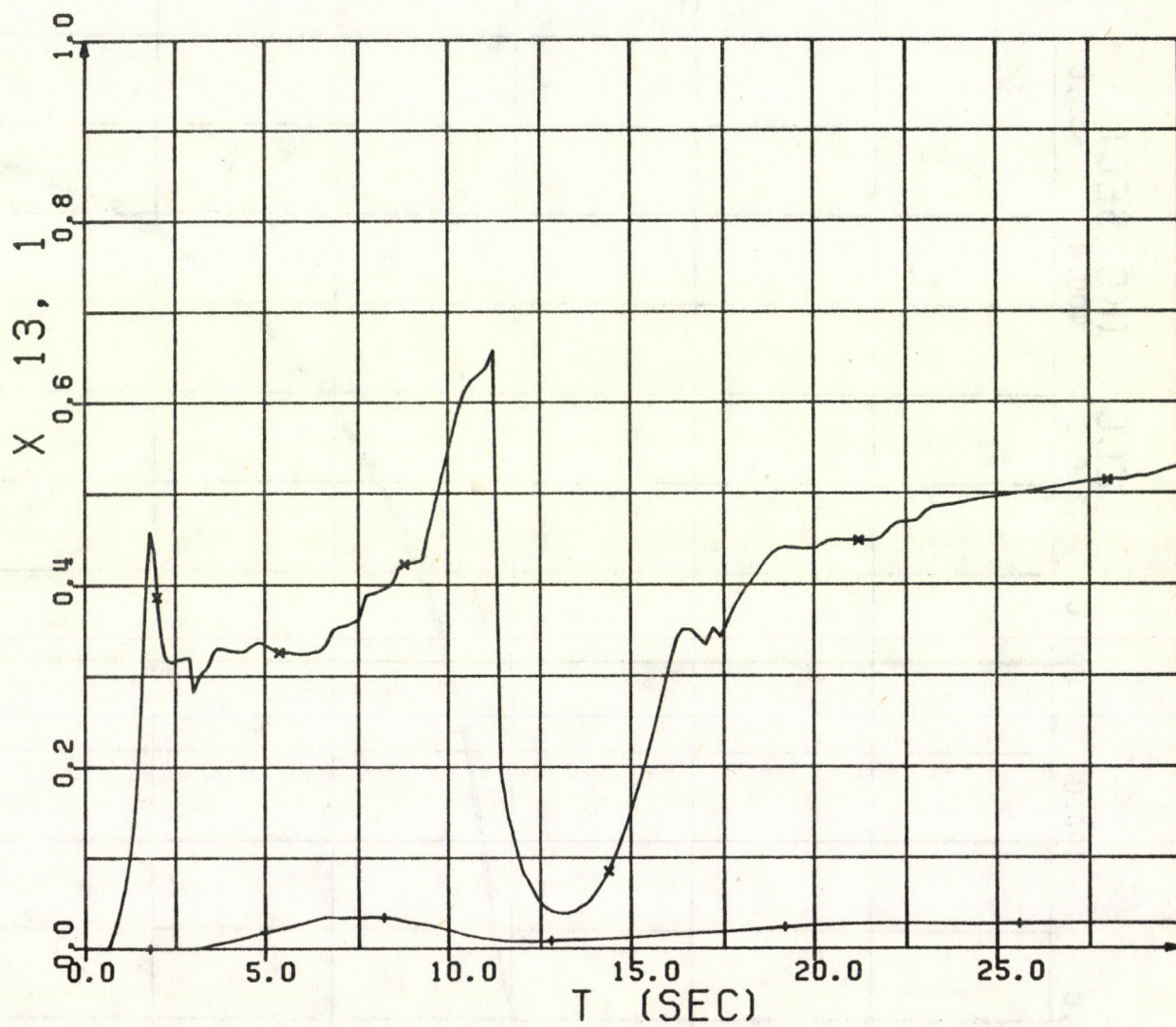
+ AP VOL 14
x AP VOL 03

9. ábra.



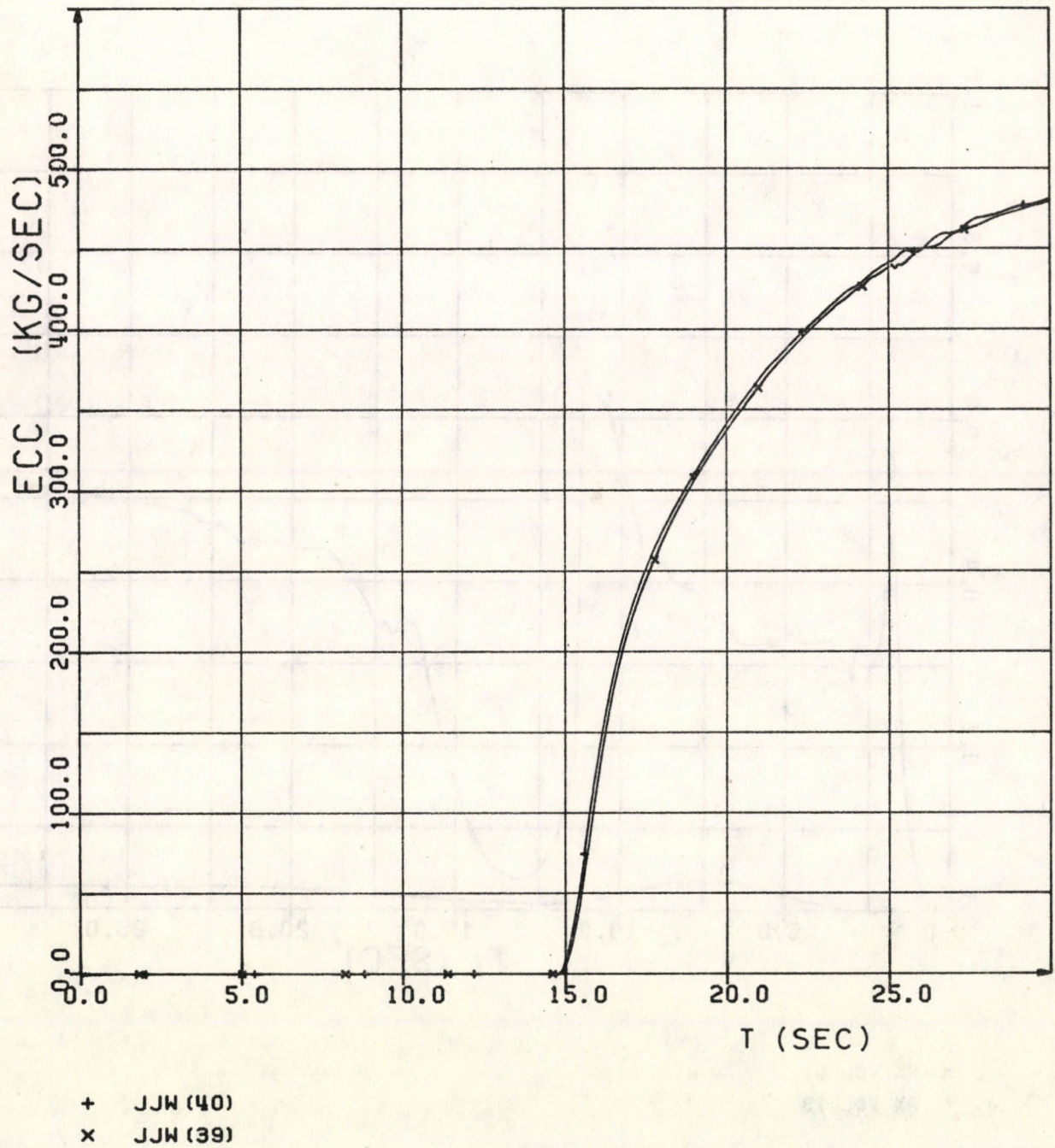
+ JW JUN 37
x JW JUN 36

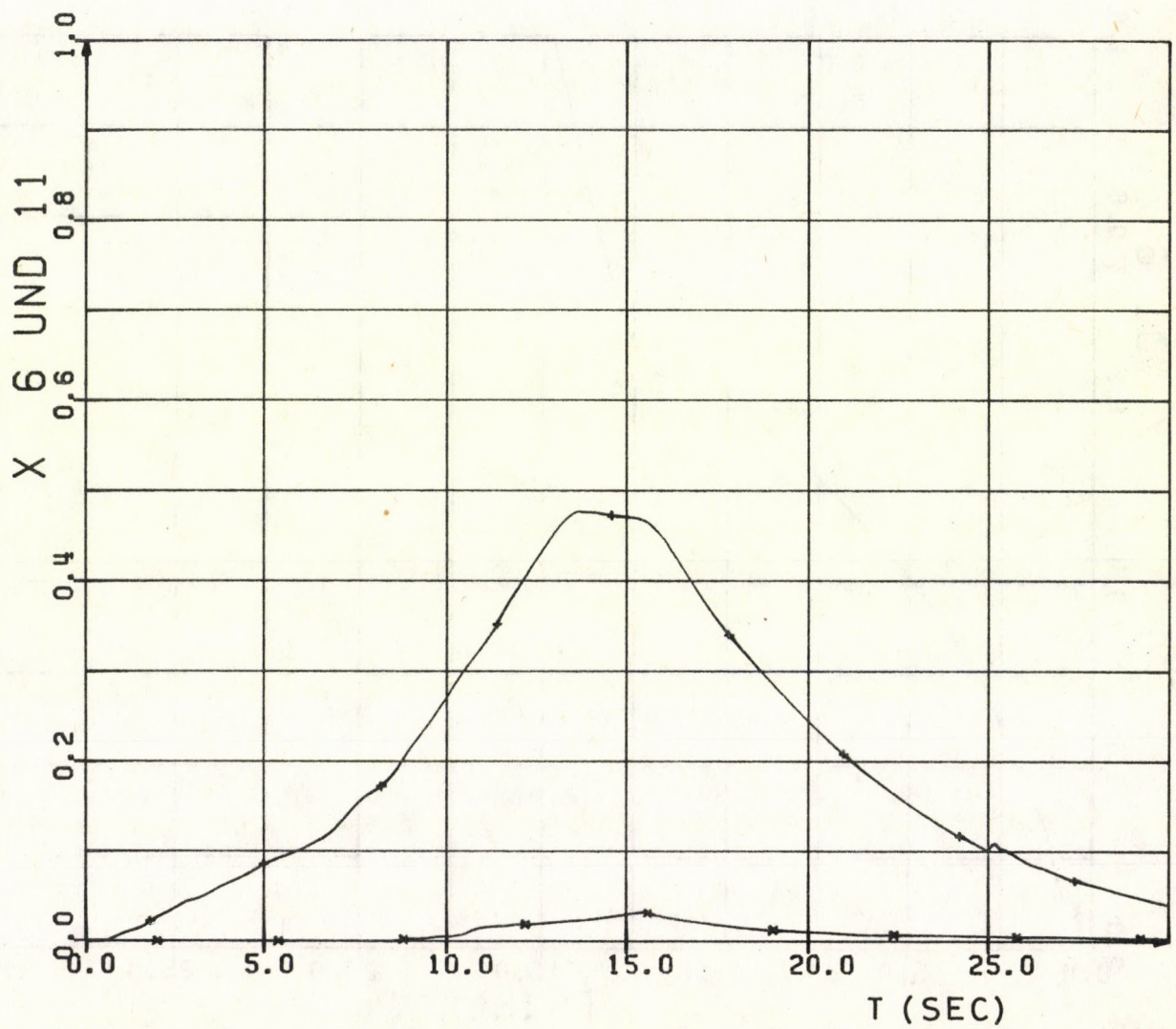
10. ábra.



x AX VOL 01
+ AX VOL 13

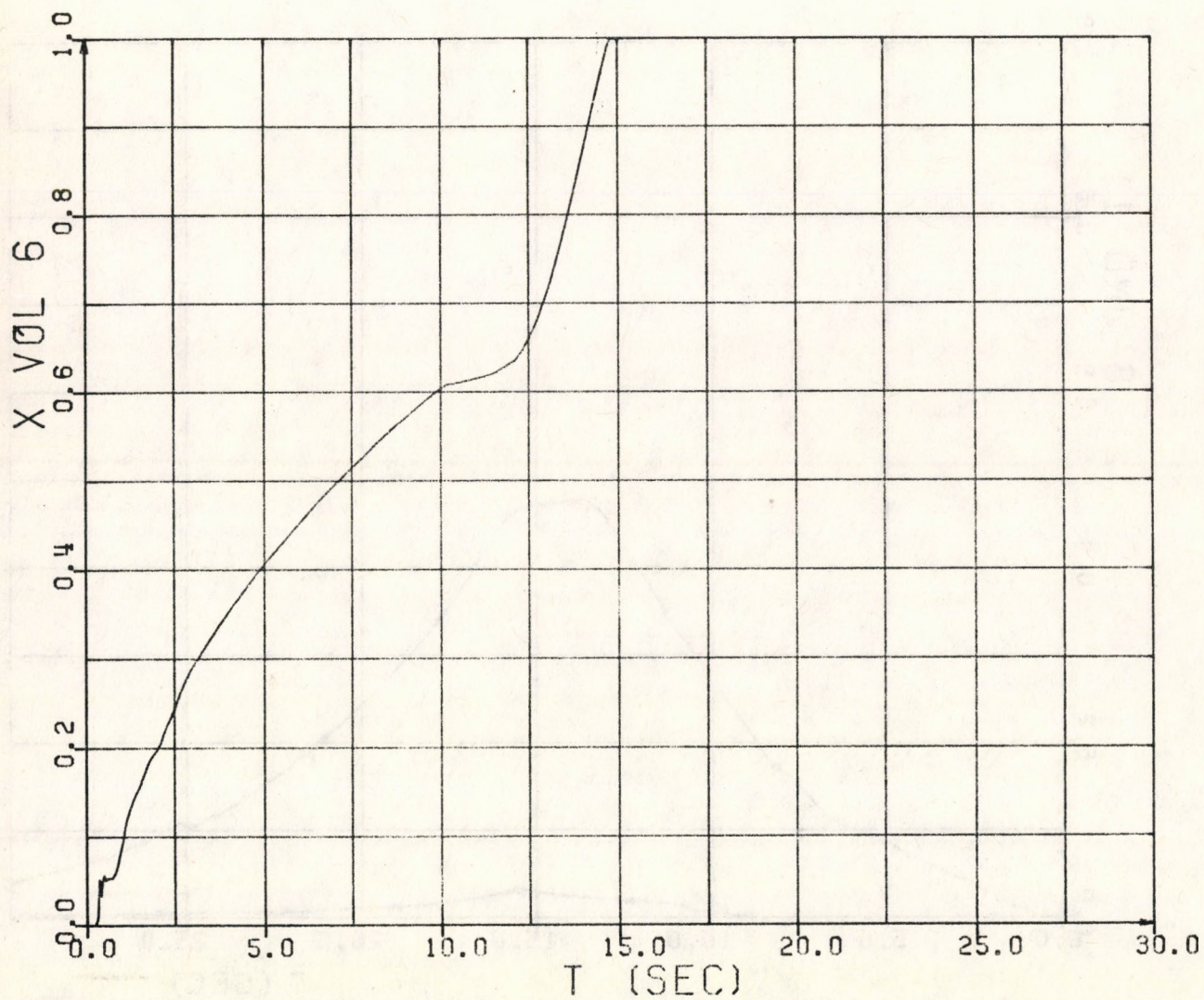
11. ábra.



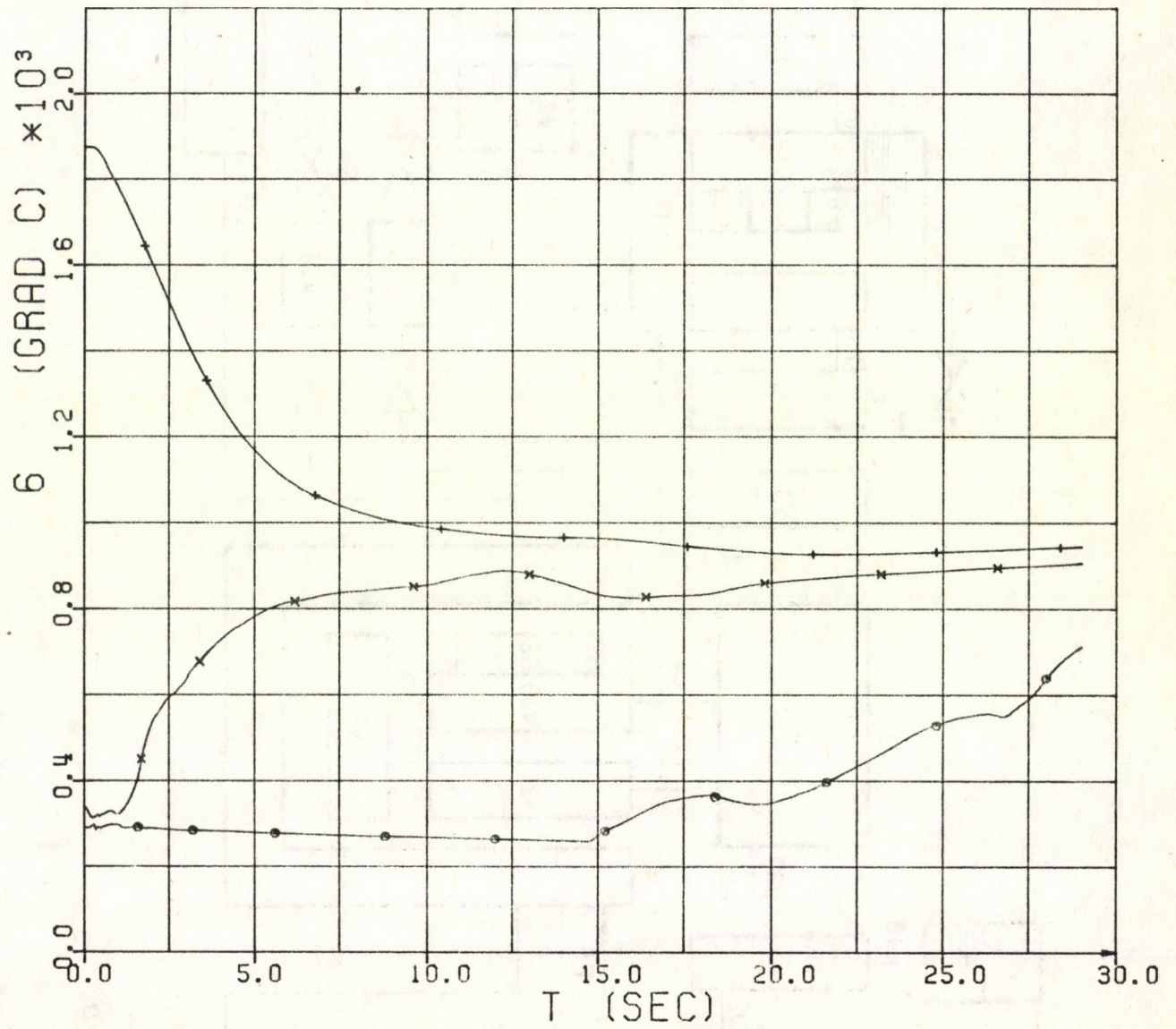


x VAX (11)
+ VAX (6)

13. ábra.

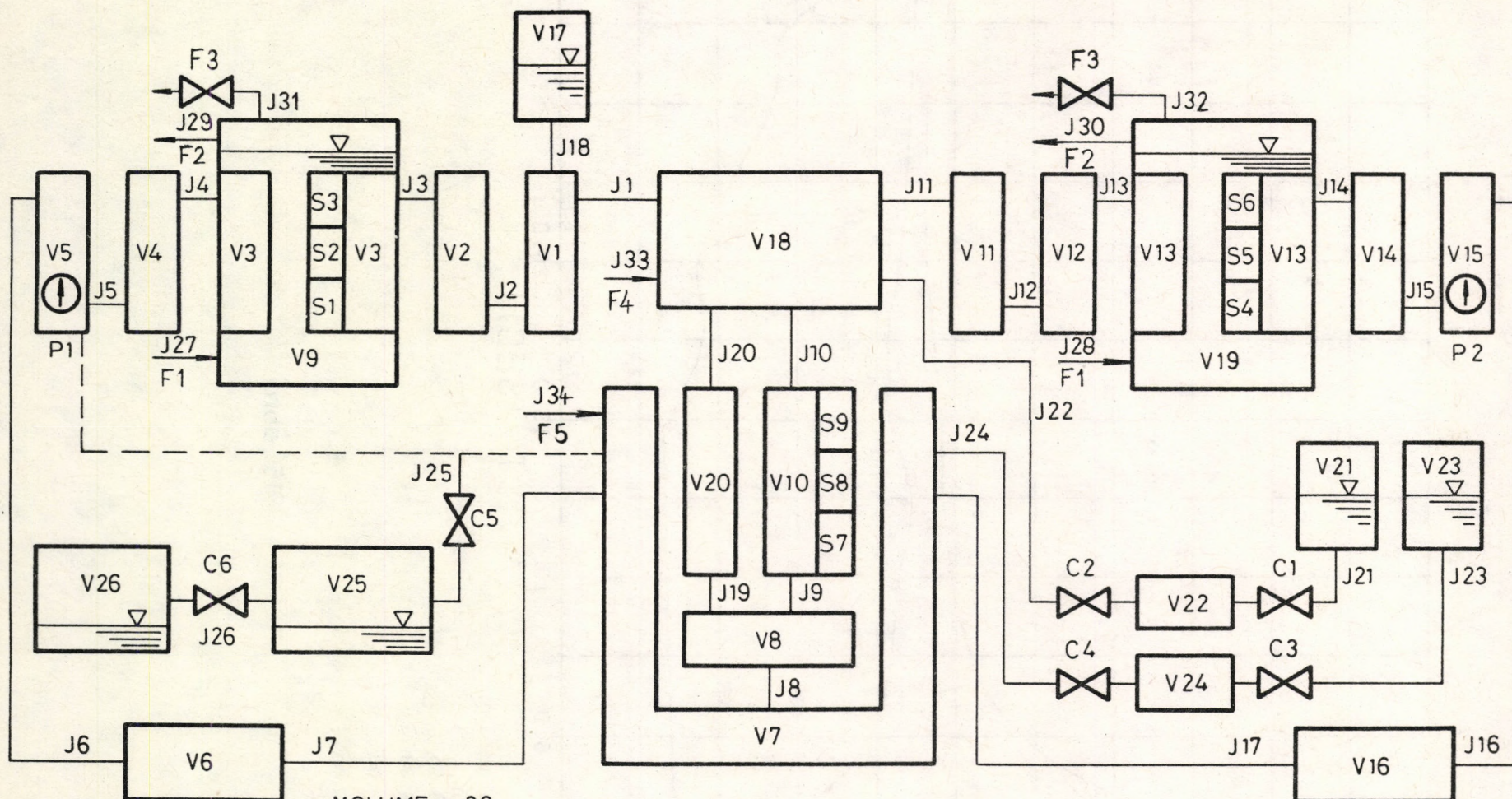


14. ábra.



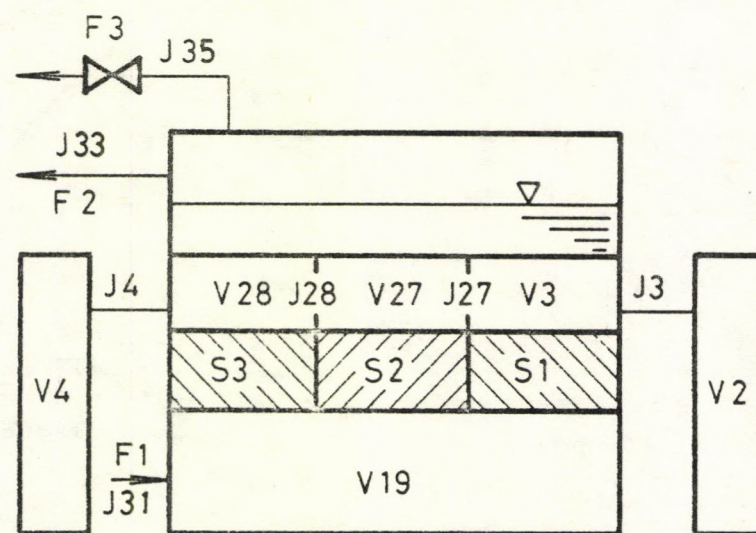
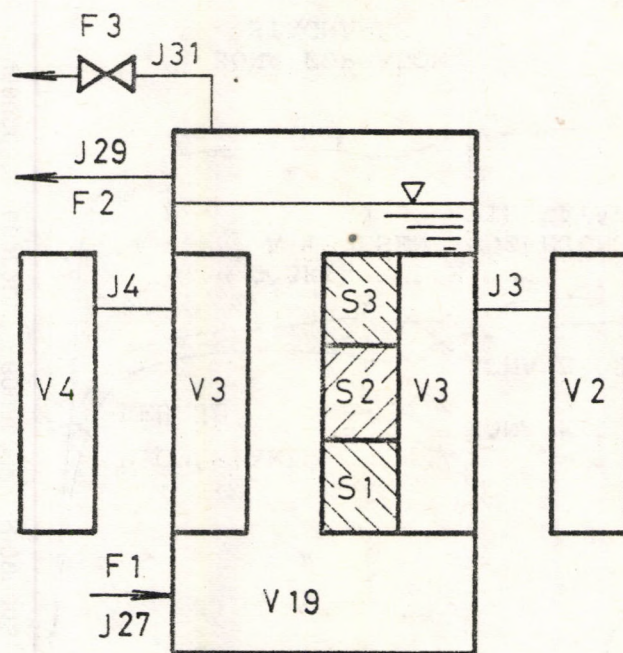
+ SL SLA 06
x SA SLA 06
o AT VOL 06

15. ábra.



VOLUME = 26
 JUNCTION = 34
 HEAT SLAB = 9
 PUMP = 2
 CHECK VALVE = 8

16. ábra.



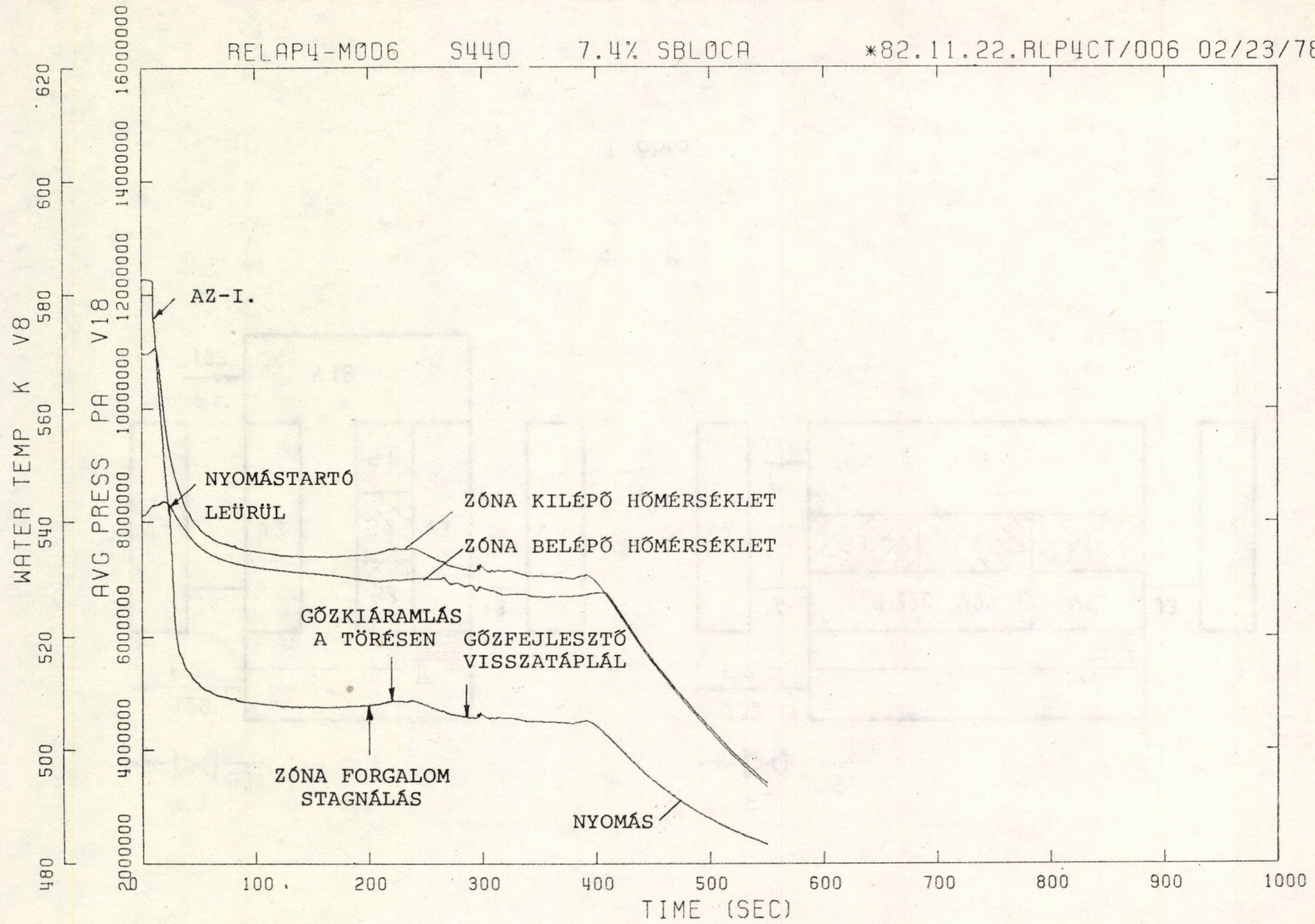
17. ábra.

RELAP4-M006

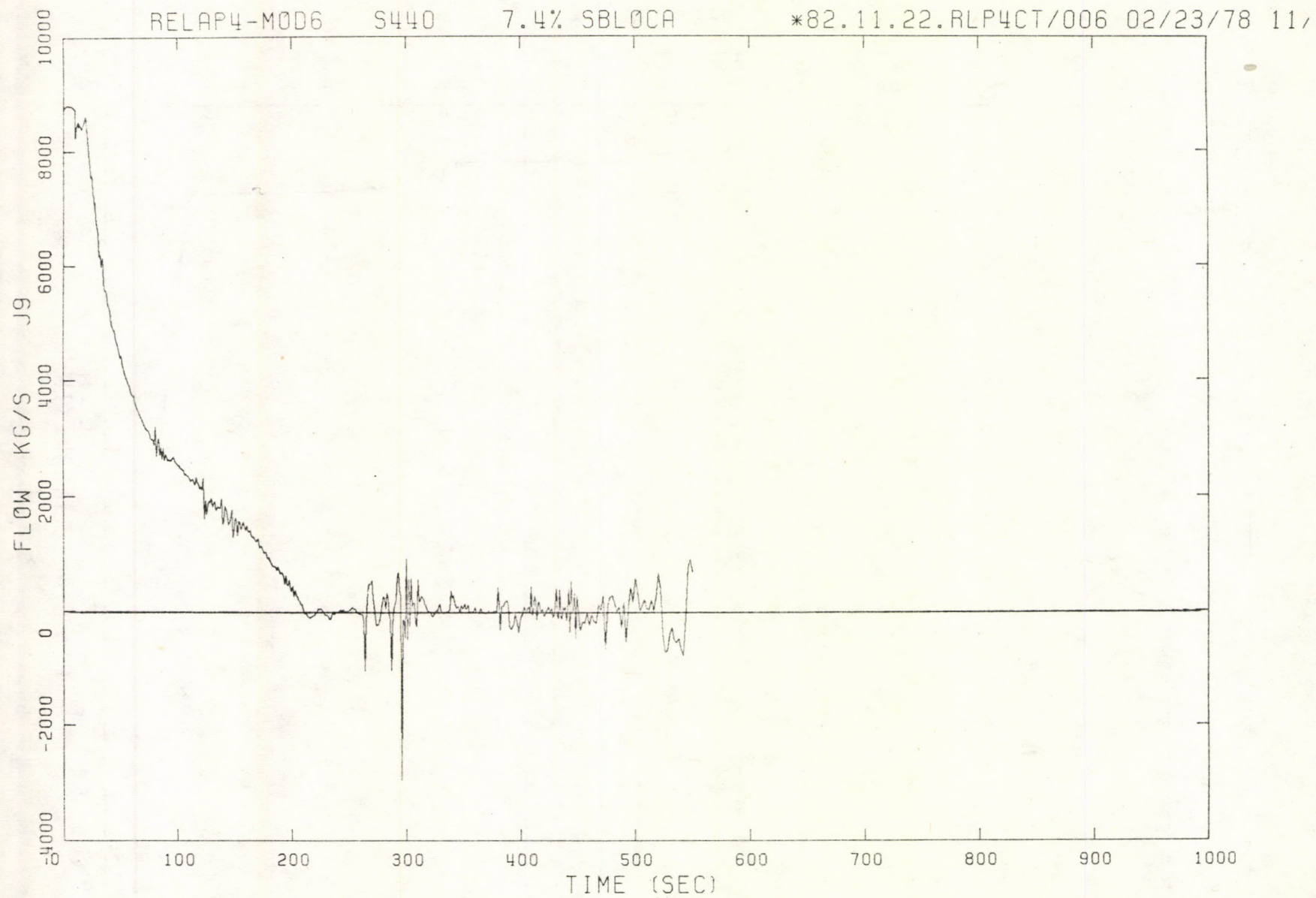
S440

7.4% SBLOCA

*82.11.22.RLP4CT/006 02/23/78



18. ábra

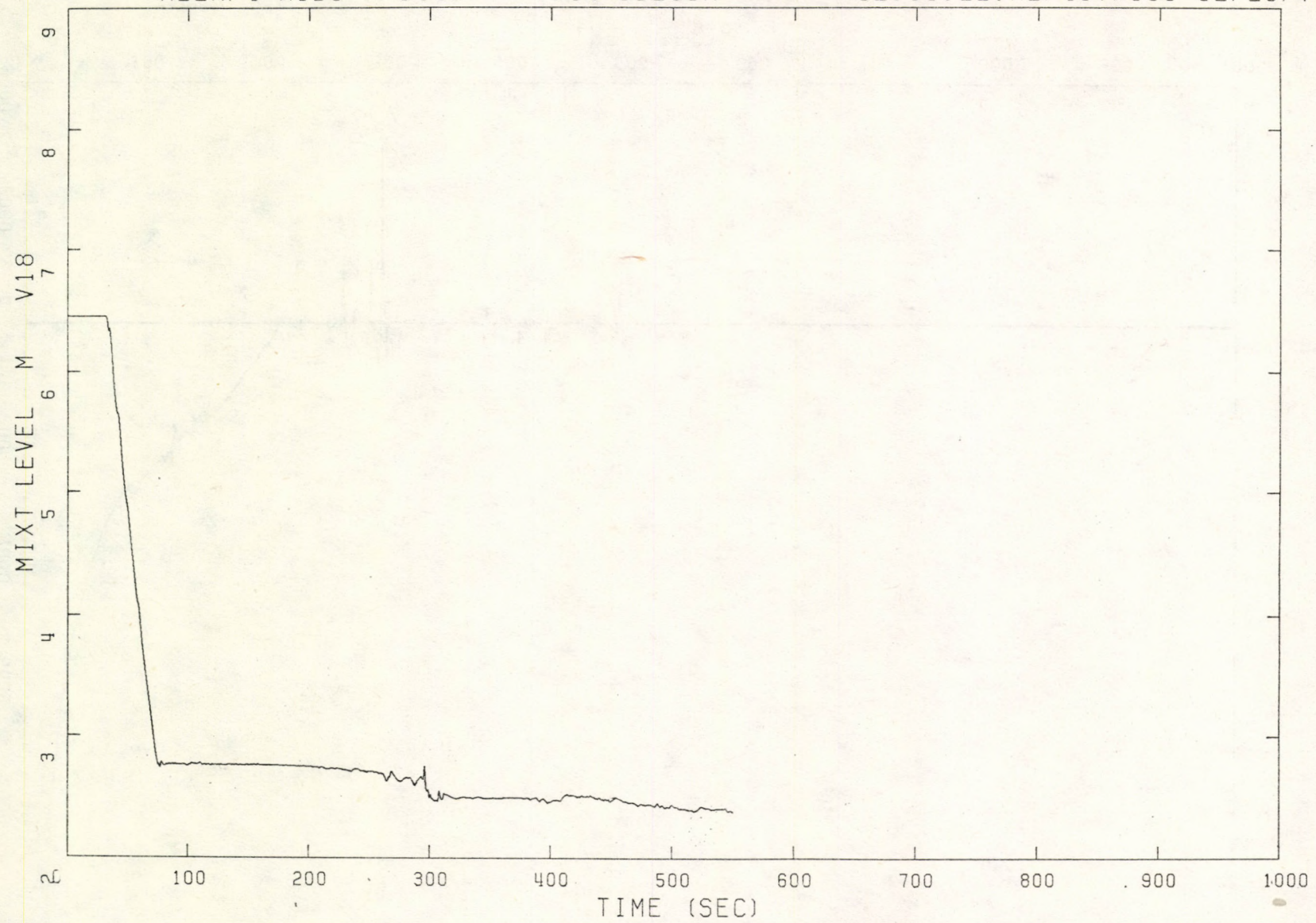


RELAP4-MOD6

S440

7.4% SBLOCA

*82.11.22.RLP4CT/006 02/23/78 11/



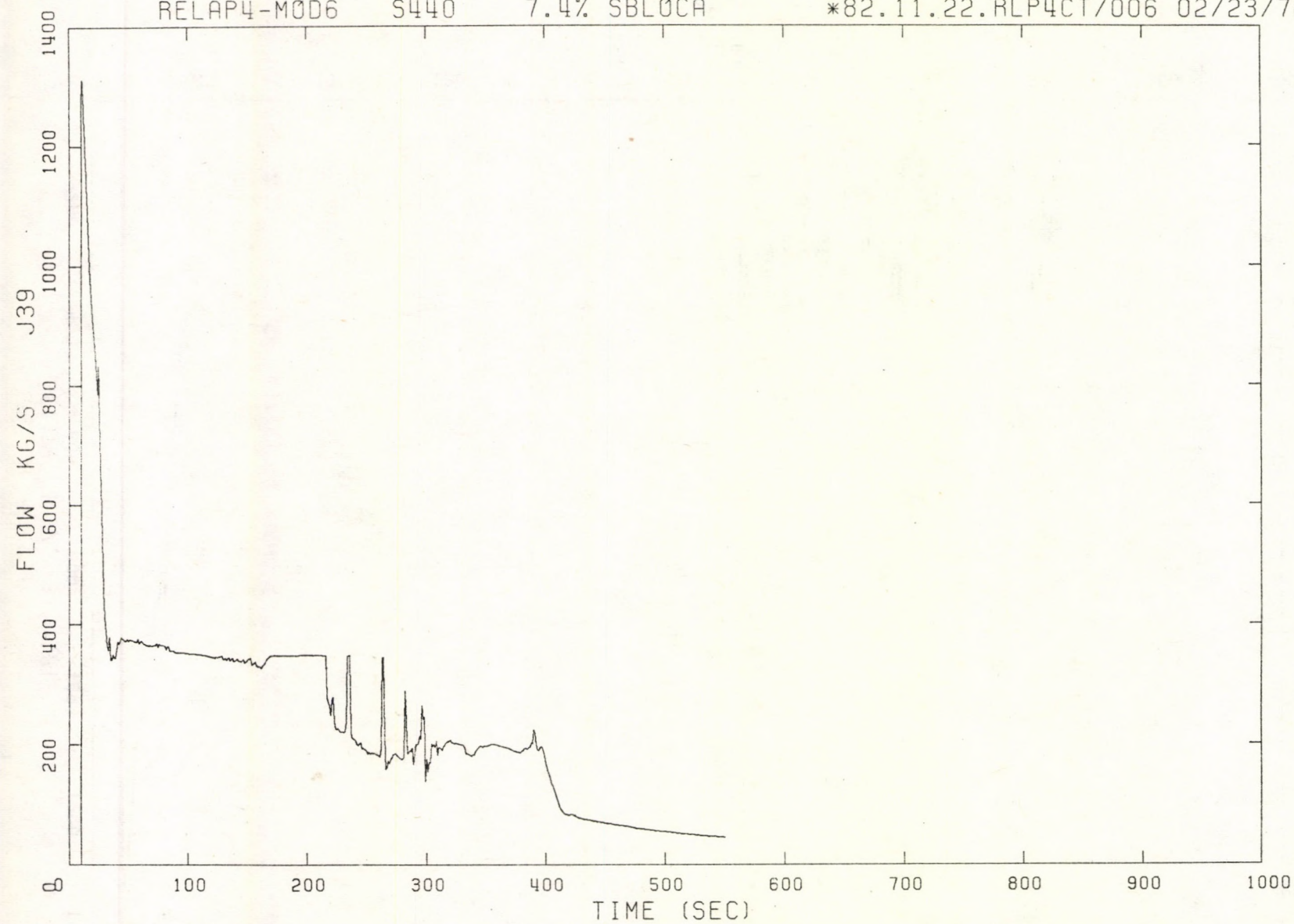
20. ábra

RELAP4-MOD6

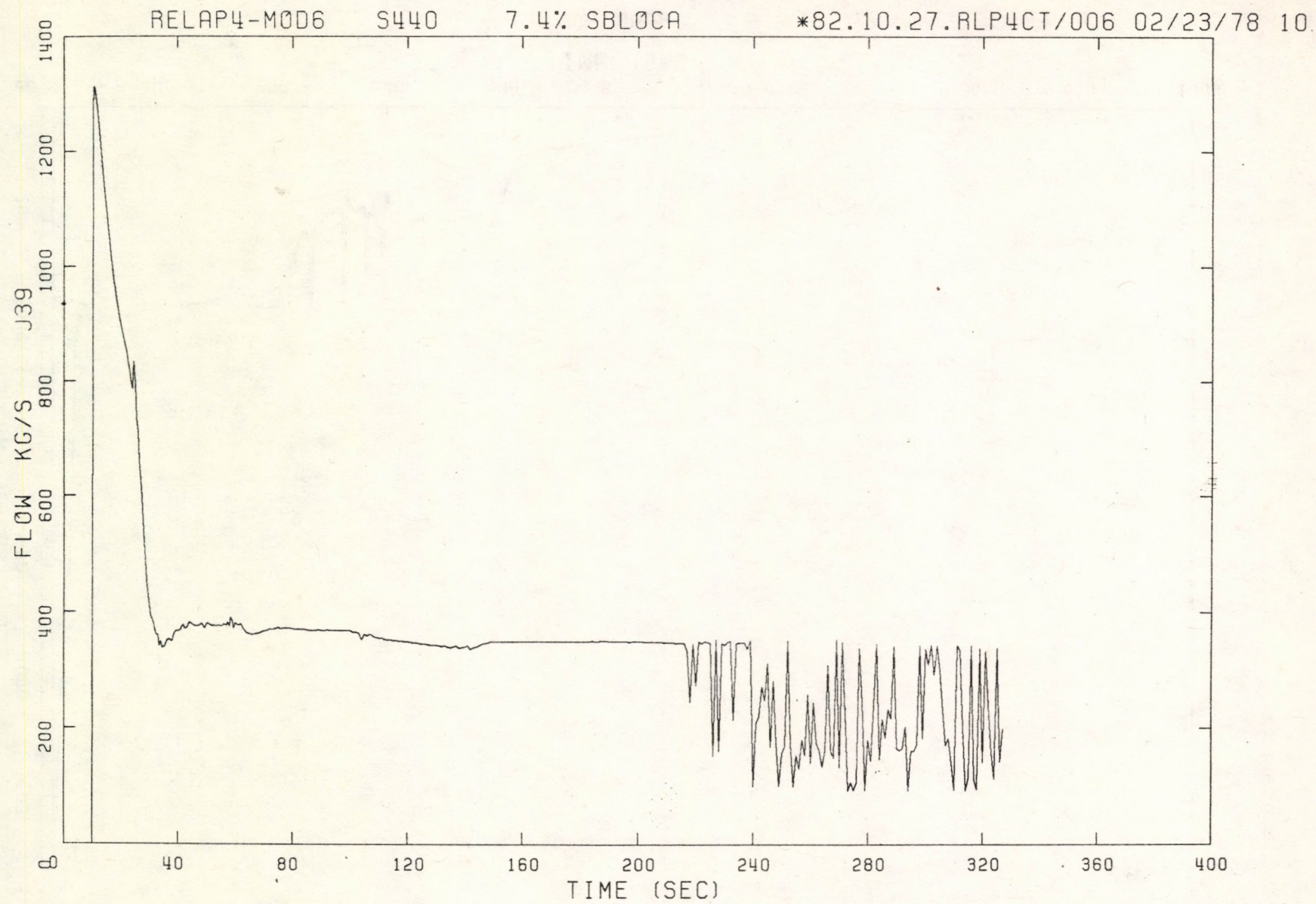
S440

7.4% SBLOCA

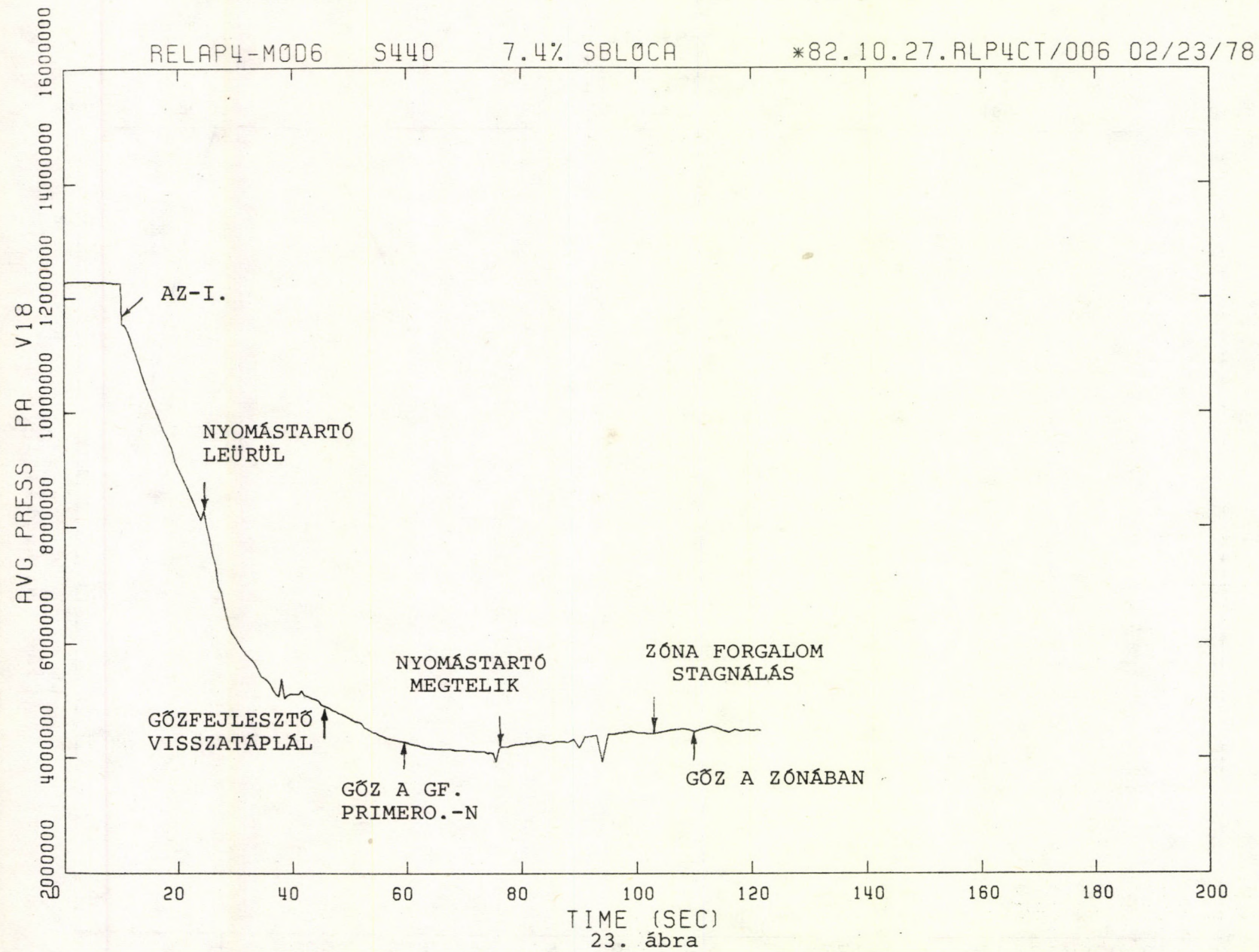
*82.11.22.RLP4CT/006 02/23/78 11/



21. ábra



22. ábra

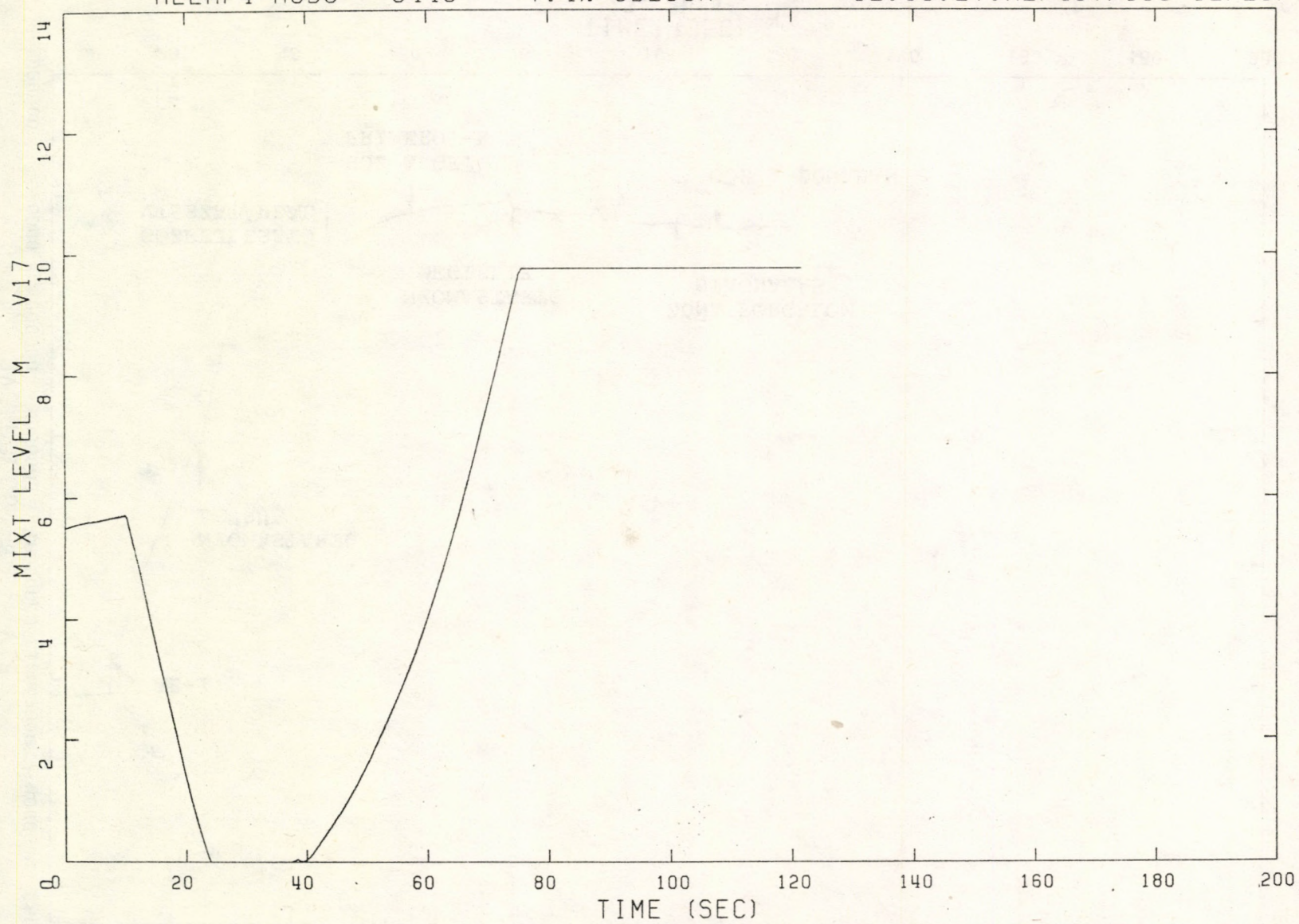


RELAP4-M006

S440

7.4% SBL0CA

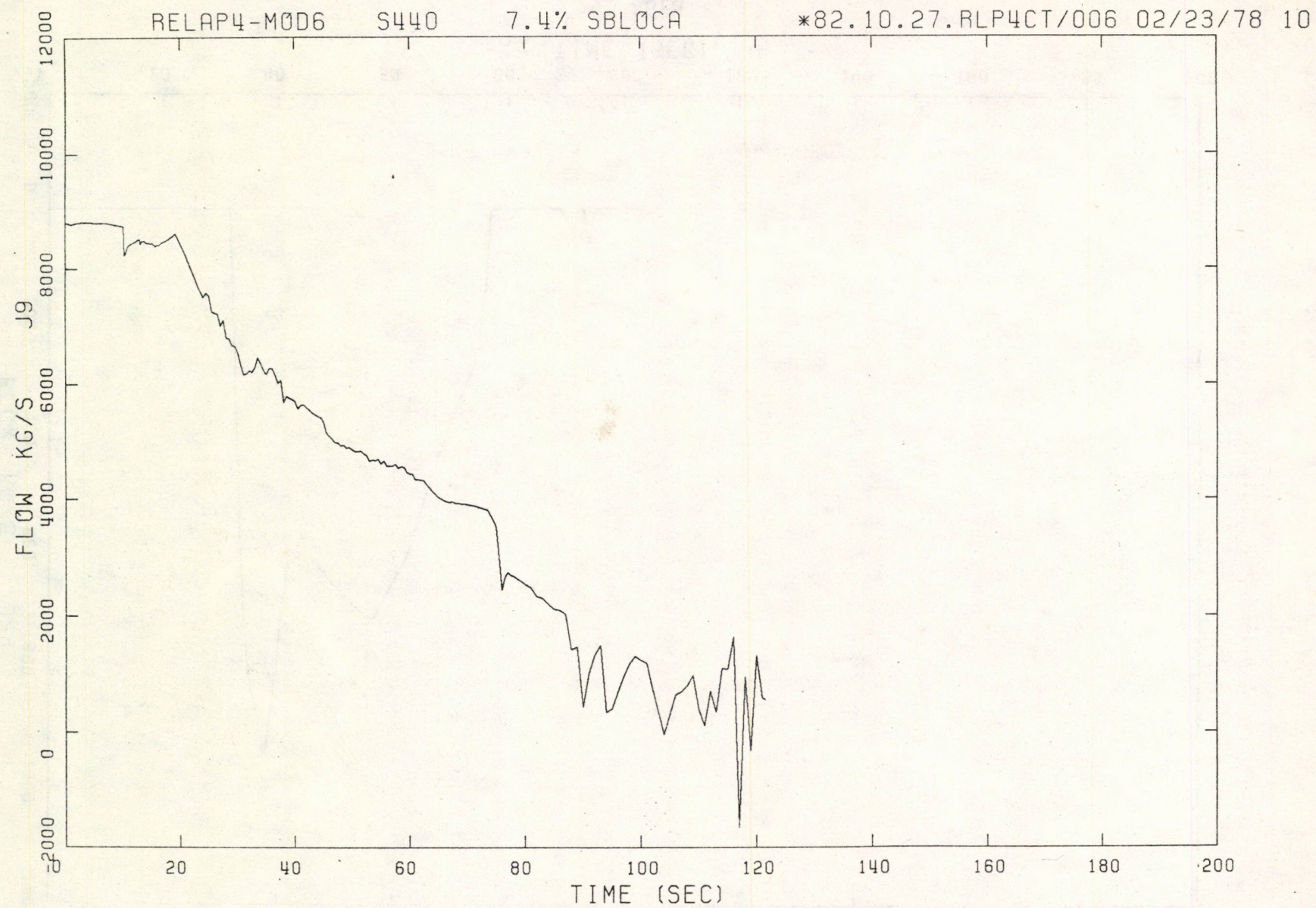
*82.10.27.RLP4CT/006 02/23/78 10



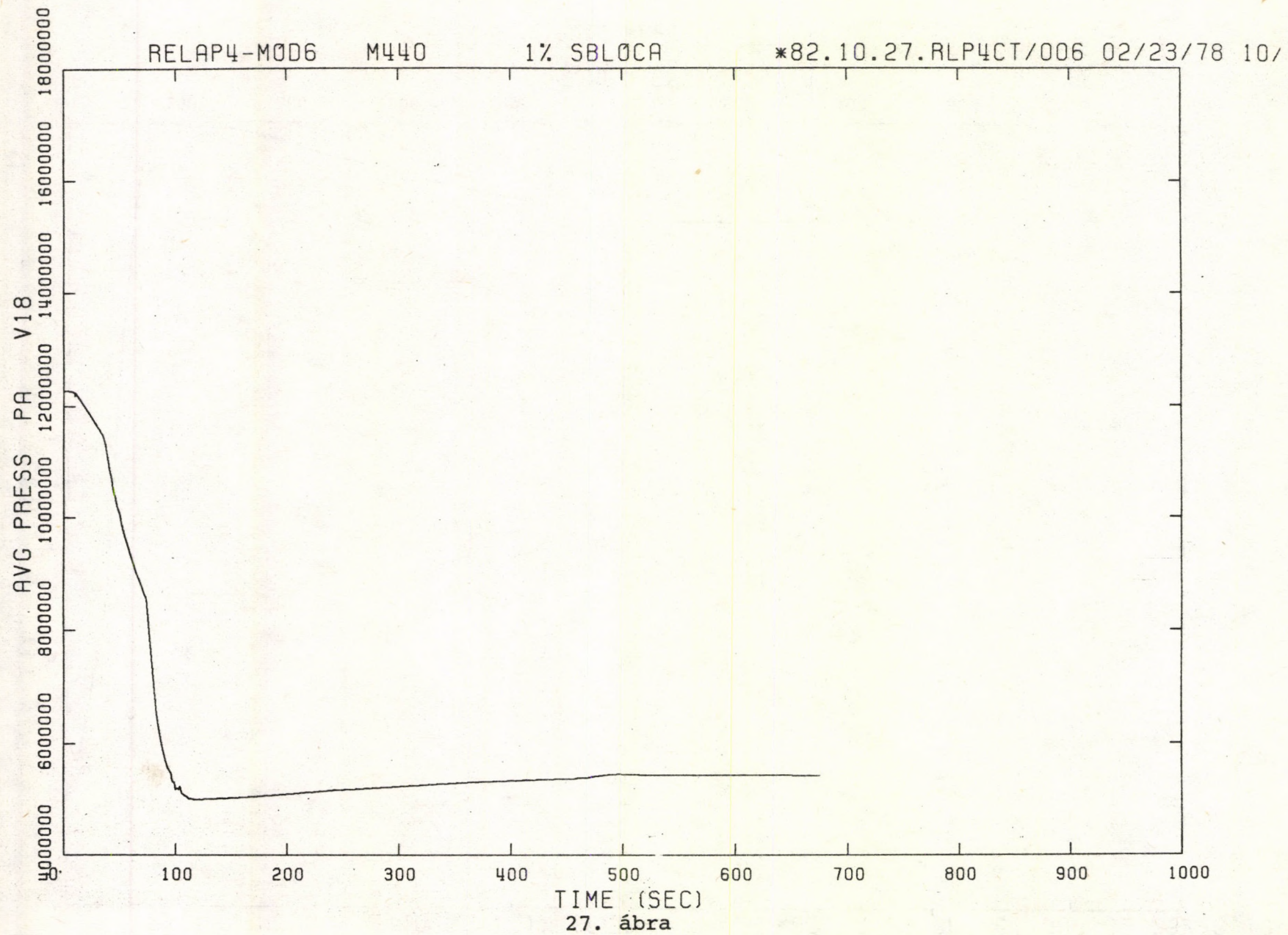
24. ábra



25. ábra



26. ábra

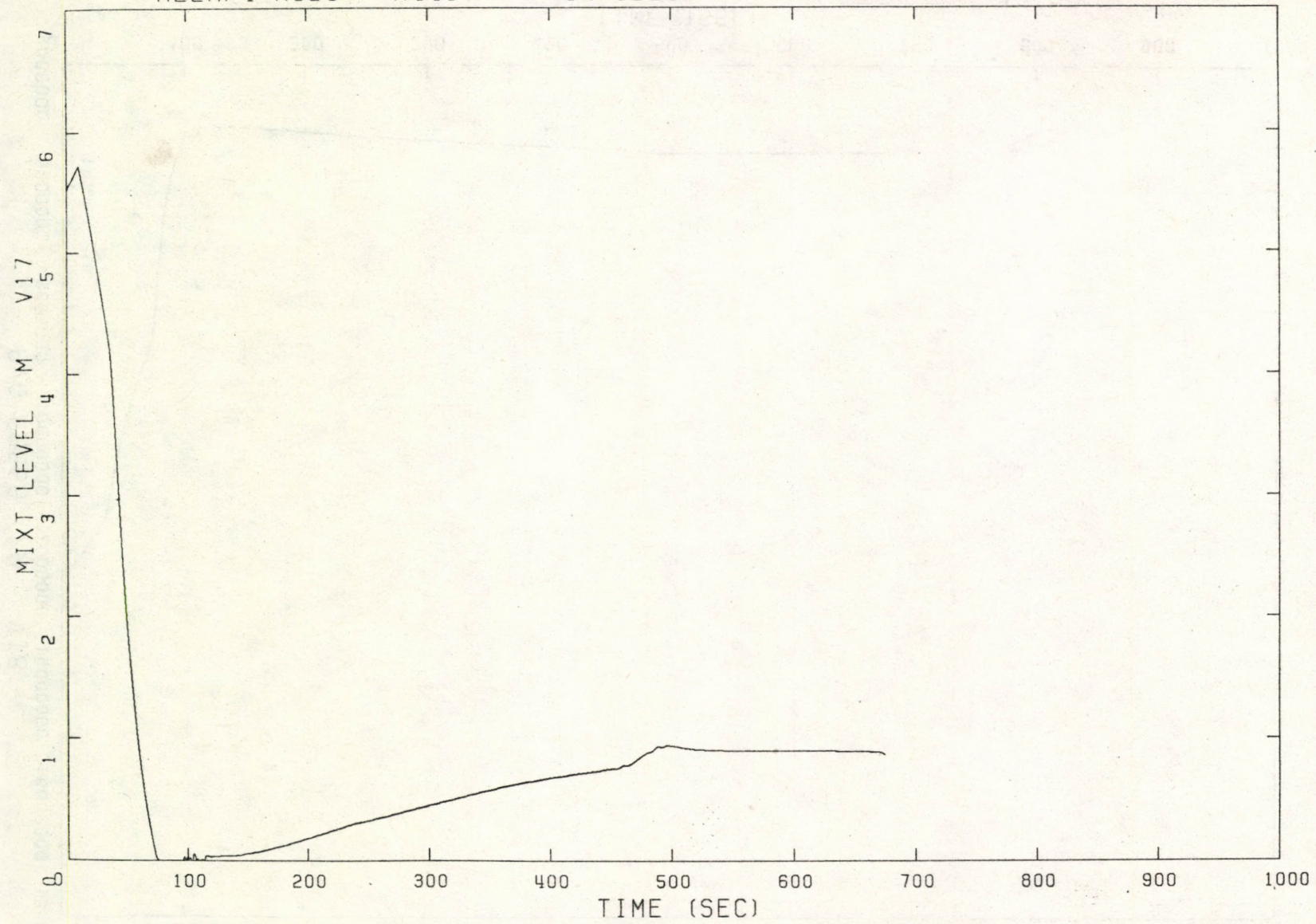


RELAP4-M006

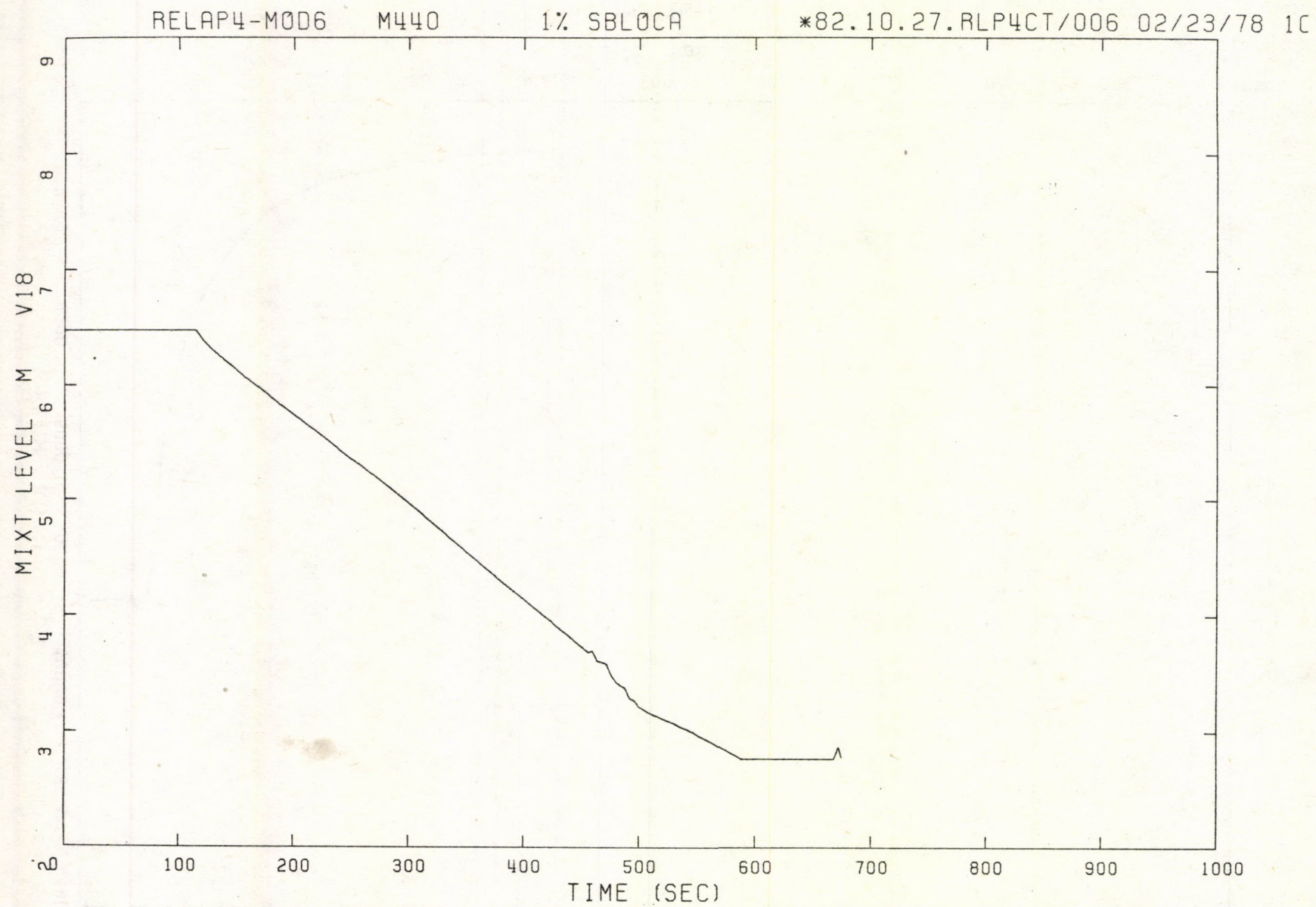
M440

1% SBL0CA

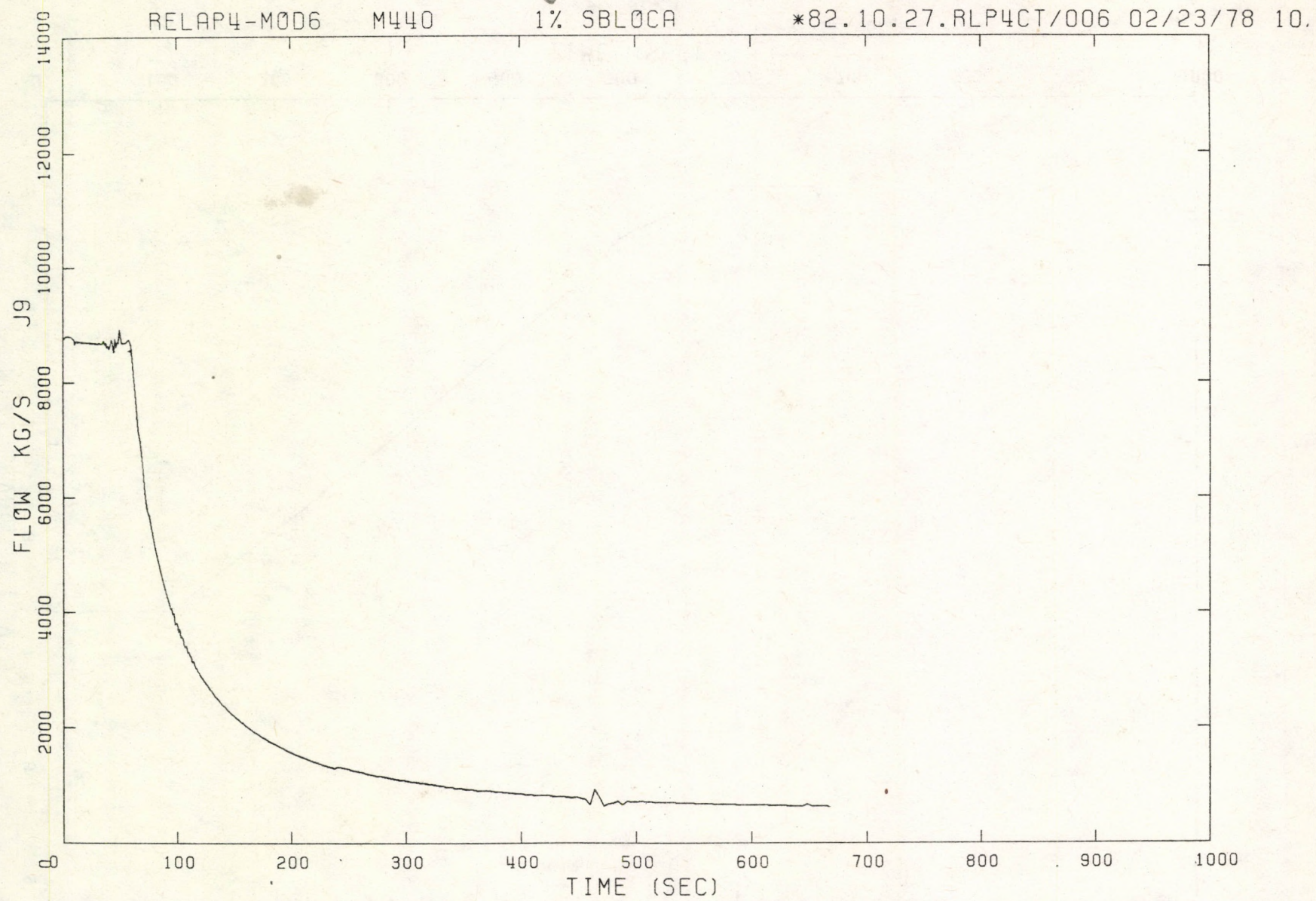
*82.10.27.RLP4CT/006 02/23/78 10



28. ábra



29. ábra



30. ábra



Kiadja a Központi Fizikai Kutató Intézet
Felelős kiadó: Gyimesi Zoltán
Szakmai lektor: Maróti László
Gépelte: Beron Péterné
Példányszám: 52 Törzsszám: 83-107
Készült a KFKI sokszorosító üzemében
Felelős vezető: Nagy Károly
Budapest, 1983. február hó